

Reihe 7

Strömungstechnik

Dipl.-Ing. Robert Leipold,
München

Nr. 382

**Einfluß der durch
moderne Herstellungs-
verfahren erzeugten
Oberflächenrauhigkeiten
auf das Strömungs-
verhalten von
Verdichtergittern**

DISTRIBUTION STATEMENT A:

Approved for Public Release
Distribution Unlimited

REPORT DOCUMENTATION PAGE

Form Approved OMB No. 0704-0188

Public reporting burden for this collection of information is estimated to average 1 hour per response, including the time for reviewing instructions, searching existing data sources, gathering and maintaining the data needed, and completing and reviewing the collection of information. Send comments regarding this burden estimate or any other aspect of this collection of information, including suggestions for reducing this burden to Washington Headquarters Services, Directorate for Information Operations and Reports, 1215 Jefferson Davis Highway, Suite 1204, Arlington, VA 22202-4302, and to the Office of Management and Budget, Paperwork Reduction Project (0704-0188), Washington, DC 20503.

1. AGENCY USE ONLY (Leave blank)			2. REPORT DATE	3. REPORT TYPE AND DATES COVERED
			2000	Dissertation
4. TITLE AND SUBTITLE			5. FUNDING NUMBERS	
Einfluss der durch moderne herstellungsverfahren erzeugten Oberflaechenrauhigkeiten auf das Stroemungsverhalten von Verdichtergittern				
Influence of Surface Roughness Generated by Modern Production Processes on the Flow Process of Compressor Grids				
6. AUTHOR(S)				
Robert Leipold				
7. PERFORMING ORGANIZATION NAME(S) AND ADDRESS(ES)			8. PERFORMING ORGANIZATION Report Number REPORT NUMBER	
Fakultaet fuer Luft- und Raumfahrttechnik, Universitaet der Bundeswehr Muenchen			Reihe 7, Nr. 382	
9. SPONSORING/MONITORING AGENCY NAME(S) AND ADDRESS(ES)			10. SPONSORING/MONITORING AGENCY REPORT NUMBER	
			ISSN 0178-9538	
11. SUPPLEMENTARY NOTES				
Text in German. Title and abstract in German and English, 163 pages, ISBN 3-18-338207-5, ISSN 0178-9538, Reihe 7, Nr. 382.				
12a. DISTRIBUTION/AVAILABILITY STATEMENT			12b. DISTRIBUTION CODE	
Distribution A: Public Release.				
ABSTRACT (Maximum 200 words)				
<p>The dissertation opens with a review of the influence of (surface) roughness in various contexts, from the theoretical, such as in simple geometry, and compressor performance statistics. A detailing of the trial construction within a high-speed cascade tunnel is followed by the measurement and transfer of roughness in modern production processes. The second half of the dissertation is devoted entirely to experiments. Firstly, the author investigates the influence of surface roughness on: 1) isotropic profile Mach critical velocity ratio distributions; 2) total pressure loss correction values; 3) boundary layer development; 4) turbulence in the boundary layer. Secondly, he undertakes numerical experiments with the Alfa II and the Alpha 3.0 calculation methods.</p>				
14. SUBJECT TERMS			15. NUMBER OF PAGES	
German, UNIBW, Modern production processes, Cascade tunnels, Total pressure loss, Surface roughness, Compressor performance statistics, Boundary layer				
			16. PRICE CODE	
17. SECURITY CLASSIFICATION OF REPORT		18. SECURITY CLASSIFICATION OF THIS PAGE	19. SECURITY CLASSIFICATION OF ABSTRACT	20. LIMITATION OF ABSTRACT
UNCLASSIFIED		UNCLASSIFIED	UNCLASSIFIED	UNLIMITED

**Einfluß der durch moderne Herstellungsverfahren erzeugten
Oberflächenrauhigkeiten auf das Strömungsverhalten von
Verdichtergittern**

von der
Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik
der Universität der Bundeswehr München

zur Erlangung des Grades eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Robert Leipold

1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing Leonhard Fottner
2. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Peter Adam

Tag der Einreichung: 04.11.1999
Tag der Annahme: 18.01.2000
Tag der Promotion: 28.01.2000

20021122 164

AQ F03-02-0388

**Reproduced From
Best Available Copy**

Copies Furnished to DTIC
Reproduced From
Bound Originals

Fortschritt-Berichte VDI

Reihe 7

Strömungstechnik

Dipl.-Ing. Robert Leipold,
München

Nr. 382

**Einfluß der durch
moderne Herstellungs-
verfahren erzeugten
Oberflächenrauhigkeiten
auf das Strömungs-
verhalten von
Verdichtergittern**

Leipold, Robert

Einfluß der durch moderne Herstellungsverfahren erzeugten Oberflächenrauhigkeiten auf das Strömungsverhalten von Verdichtergittern

Fortschr.-Ber. VDI Reihe 7 Nr. 382. Düsseldorf: VDI Verlag 2000.

174 Seiten, 67 Bilder, 7 Tabellen.

Für die Dokumentation: Verdichtergitter – Gitter-Charakteristik – Rauigkeit – Dreidimensionale Messung der Rauigkeit – Fertigungsverfahren – Verluste – Grenzschichten – Turbulenz – Numerische Simulation – Gitterwindkanal

Bei den in modernen Turbomaschinen realisierten hohen Druckverhältnissen liegen im Hochdruckverdichter hohe Reynoldszahlen vor. Diese führen zu dünnen Profil-Grenzschichten, die eine teure Bearbeitung der Profile erzwingen, um eine Umströmung im hydraulisch glatten Bereich zu erhalten. Die eingesetzten Kriterien zur Bestimmung einer maximal zulässigen Rauigkeit wurden bisher aus Versuchen mit Sandkornrauhigkeiten abgeleitet. Dabei wird jedoch die unterschiedliche dreidimensionale Beschaffenheit der Oberfläche bei unterschiedlichen Herstellungsverfahren außer Acht gelassen. Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich deshalb mit dem Einfluß der dreidimensionalen Oberflächenrauhigkeit moderner Herstellungsverfahren auf das Strömungsverhalten eines hochbelasteten Verdichtergitters. Neben dem experimentellen Teil, in dem die Profilumströmung, die Verluste im Nachlauf, die Grenzschichtentwicklung und die Turbulenz in der Grenzschicht untersucht wurden, wird in einem numerischen Teil die Rauigkeits-Simulation in einem Grenzschicht-Rechenverfahren analysiert und verbessert.

Die Reihen der FORTSCHRITT-BERICHTE VDI:

- 1 Konstruktionstechnik/Maschinenelemente
- 2 Fertigungstechnik
- 3 Verfahrenstechnik
- 4 Bauingenieurwesen
- 5 Grund- und Werkstoffe/Kunststoffe
- 6 Energietechnik
- 7 Strömungstechnik
- 8 Meß-, Steuerungs- und Regelungstechnik
- 9 Elektronik/Mikro- und Nanotechnik
- 10 Informatik/Kommunikation
- 11 Schwingungstechnik
- 12 Verkehrstechnik/Fahrzeugtechnik
- 13 Fördertechnik/Logistik
- 14 Landtechnik/Lebensmitteltechnik
- 15 Umwelttechnik
- 16 Technik und Wirtschaft
- 17 Biotechnik/Medizintechnik
- 18 Mechanik/Bruchmechanik
- 19 Wärmetechnik/Kältetechnik
- 20 Rechnerunterstützte Verfahren
(CAD, CAM, CAE, CAP, CAQ, CIM, . . .)
- 21 Elektrotechnik
- 22 Mensch-Maschine-Systeme

© VDI Verlag GmbH · Düsseldorf 2000

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Fotokopie, Mikrokopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen, im Internet und das der Übersetzung, vorbehalten.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 0178-9538

ISBN 3-18-338207-5

III

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strahlantriebe der Universität der Bundeswehr München.

Mein herzlicher Dank gilt dem Institutsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. Leonhard Fottner, der die Anregung zu dieser Arbeit gab und ihre Durchführung in jeder Hinsicht unterstützte. Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Adam danke ich für die Übernahme des Korreferats und für die wertvollen Hinweise während der Diskussion des Manuskripts.

Einen besonderen Dank möchte ich meinen ehemaligen Kollegen und Kolleginnen am Institut aussprechen. Die gute und freundschaftliche Atmosphäre, die fachlichen und nicht-fachlichen Diskussionen sowie die gegenseitige Unterstützung waren ein wesentlicher Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit. Für die Unterstützung besonders während meiner ersten Meßkampagnen möchte ich Matthias Boese danken; die langen Nächte am HGK haben sich gelohnt! Meinem Bürokollegen Stefan Brunner bin besonders für seine stete Hilfsbereitschaft und Unterstützung dankbar, die mir vor allem in schwierigen Zeiten eine große Hilfe war. Dem technischen Personal bin ich zum Dank verpflichtet, ohne die Unterstützung der Herren Ehrlich, Lorz und Hampel hätten die umfangreichen experimentellen Arbeiten nicht stattfinden können.

Dem Bundesamt für Wehrtechnik und Beschaffung danke ich für die Förderung des Forschungsvorhabens, dessen Bearbeitung zu dieser Arbeit geführt hat.

Meiner Familie möchte ich für die stete Unterstützung und für ihr Verständnis besonders in schwierigen Situationen danken.

München, Februar 2000

Robert Leipold

Inhalt:**Bezeichnungen**

1 Einleitung	1
2 Der Einfluß von Oberflächenrauhigkeit in Turbomaschinen	3
2.1 Der Rauhigkeitseinfluß bei einfachen Geometrien	3
2.2 Der Rauhigkeitseinfluß in Schaufelgittern	6
2.3 Der Rauhigkeitseinfluß auf Verdichterkennfelder	9
2.4 Numerische Simulation des Rauhigkeitseinflusses	11
2.5 Schlußfolgerungen	13
3 Versuchsaufbau am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal	14
3.1 Auslegungsdaten des Verdichter-Schaufelgitters FVV-V3	14
3.2 Versuchsaufbau am HGK	15
3.2.1 Kurzbeschreibung des HGK	15
3.2.2 Aufbau der Meßstrecke	16
3.2.3 Instrumentierung und Meßwerterfassung	17
3.3 Messung und Auswertung der Profildruckverteilungen sowie der Nachlauftraversierungen	18
3.3.1 Auswertung der Profildruckverteilungen	19
3.3.2 Auswertung der Doppel-Pitot Messungen	20
3.4 Bestimmung der Grenzschichtprofile mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik	22
3.4.1 Aufbau der Laser-2-Fokus-Meßtechnik	22
3.4.2 Auswertung der Laser-2-Fokus Messungen	24
3.5 Bestimmung der Turbulenz in der Grenzschicht mit der 1-D Hitzdraht-Meßtechnik	26
3.5.1 Aufbau der 1-D Hitzdraht-Meßtechnik	26
3.5.2 Auswertung der 1-D Hitzdraht Messungen	27
3.6 Bestimmung des Zuströmturbulenzgrades	27
4 Messung und Übertragung der Rauhigkeiten moderner Herstellungsverfahren	28
4.1 Meßtechnik und Auswertung	30
4.2 Analyse der Messungen	33
4.3 Auswahl geeigneter Rauhigkeiten	35
4.4 Übertragung der Rauhigkeiten	36

5 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen	39
5.1 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die isentropen Profil-Machzahlverteilungen.....	40
5.1.1 Variation der Reynoldszahl.....	40
5.1.2 Variation des Zuström-Winkels	42
5.2 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Totaldruckverlust-beiwerte	43
5.2.1 Variation der Reynoldszahl.....	43
5.2.2 Variation des Zuström-Winkels	46
5.3 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Grenzschicht-Entwicklung	47
5.3.1 Variation der Reynoldszahl.....	48
5.3.2 Variation des Zuström-Winkels	51
5.4 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Turbulenz in der Grenzschicht	52
5.4.1 Variation der Reynoldszahl.....	52
5.4.2 Variation des Zuström-Winkels	54
5.5 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen	55
6 Numerische Untersuchungen	60
6.1 Koppelung Euler-Verfahren mit Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II	61
6.1.1 Beschreibung der Rechenverfahren	62
6.1.1.1 Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II	62
6.1.1.2 Euler Verfahren	66
6.1.1.3 Koppelung der beiden Verfahren	67
6.1.2 Ergebnisse der Koppelung	68
6.2 Grenzschichtrechnungen mit dem Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0	70
6.2.1 Beschreibung des Grenzschicht-Rechenverfahrens Alfa 3.0	71
6.2.2 Ergebnisse der Rechnungen und Vergleich mit den Messungen	71
6.3 Verbesserung des Rauhigkeitsmodells	74
7 Empfehlungen für weitere Arbeiten.....	76
8 Zusammenfassung.....	79
9 Tabellen und Bilder.....	84
10 Literatur.....	155

VII

Bezeichnungen

c_{p1}	[-]	Profildruckbeiwert
c_p	[J/kgK]	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
c_f	[-]	Schubspannungsbeiwert
D, d	[m]	Durchmesser, Dicke
E	[V]	Brückenspannung des CTA-Anemometers
e_t	[J/m ³]	volumenspezifische Totalenergie
e_M	[m]	Meßebenenabstand zur Hinterkante
F_I	[-]	Packungsdichte der Rauigkeitselemente
f_2	[m]	Brennweite
H	[m]	Schaufelhöhe = Kanalbreite
H_{12}	[-]	Formfaktor
h	[J/kg]	statische Enthalpie
k	[m ² /s ²]	turbulente kinetische Energie
k_s	[m]	äquivalente Sandkornrauigkeit
l	[m]	Sehnenlänge
Ma	[-]	Machzahl
N	[-]	Anzahl von Meßpunkten
p	[Pa]	statischer Druck
P_R	[-]	Rauigkeitsabhängiger Quellterm der turbulenten kinetischen Energie
$P_{U,R}$	[-]	Rauigkeitsabhängiger Senkenterm des Impulses
Pr	[-]	Prandtl-Zahl
Pr_t	[-]	turbulente Prandtl-Zahl
P_R	[m ² /s ³]	Produktionsrate von k durch Oberflächenrauheiten
PV	[μ m]	maximale Rauigkeitshöhe
R, r	[m]	Radius
r/k	[-]	Verhältnis von Rohr-Radius zu Sandkorndurchmesser
R_a	[μ m]	arithmetischer Mittensrauhwert
Re	[-]	Reynoldszahl
Re_{Ra}	[-]	mit dem arithmetischen Mittensrauhwert gebildete Reynoldszahl
R_G	[J/(kg*K)]	Gaskonstante
R_{sk}	[-]	Schiefe der Oberflächenrauigkeit
R_z	[μ m]	Zehnpunkthöhe
S	[mm]	mittlerer Abstand lokaler Maxima
S_m	[mm]	mittlerer Abstand globaler Maxima
S_r	[m]	Länge des Kontrollvolumens, bei Halbkugeln dichtester Packung dem Durchmesser der Halbkugeln gleich

VIII

T	[°K]	Temperatur
t	[m]	Teilung
Tu	[-]	Turbulenzgrad
u	[m]	Umfangskoordinate
U,V,W	[m/s]	Geschwindigkeiten in kartesischen Koordinaten
u,v,w	[m/s]	Schwankungswerte der Geschwindigkeiten
w_2	[m/s]	Geschwindigkeit in der Austritts-Meßebene
\dot{V}	[m³/s]	Volumenstrom
x,y,z	[m]	kartesische Koordinaten
β	[°]	Strömungswinkel
β_s	[°]	Staffelungswinkel
ϵ	[m²/s³]	Dissipationsrate der Turbulenzenergie
δ	[mm]	Grenzschichtdicke
δ_1	[mm]	Verdrängungsdicke
δ_2	[mm]	Impulsverlustdicke
δ_u	[°]	Umlenkung
κ	[-]	Isentropenexponent ($\kappa = 1.4$)
ω	[-]	Totaldruckverlustbeiwert
$\Delta\omega$	[-]	Totaldruckverlustbeiwertdifferenz
τ	[N/m²]	Schubspannung
λ	[-]	Rohrwiderstandszahl (nach Nikuradse)
η	[mm]	senkrechter Wandabstand
η_{pol}	[-]	polytroper Wirkungsgrad
$\eta_{tot,i}$	[-]	innerer Gesamtwirkungsgrad
μ	[N s/mm²]	dynamische Viskosität
μ_t	[N s/mm²]	Wirbelviskosität
ξ	[-]	Relaxationsfaktor
ρ	[kg/m³]	Dichte

Hochzeichen, Indizes und Abkürzungen

δ	auf Größe am Grenzschichtrand bezogen
$g, g_{, \text{glatt}}$	Größe der glatten Schaufelhälfte
is	Größe der isentropen Strömung
krit	kritisch
lam	laminare Größe
lin	linearisierte Größe
M	zeitlich gemittelte Größe

IX

min	Minimalwert einer Größe
max	Maximalwert einer Größe
p	parallel
r, rauh	Größe der rauen Schaufelhälfte
s	Größe im Bitangentensystem
turb	turbulente Größe
t	Größe des Totalzustandes
Umg	Umgebungsgröße außerhalb der Druckkammer
v	vertikal
Vk	Düsenvorkammer
w	Größe an der Wand
1	homogene Zuströmgröße des Verdichtergitters
2	homogene Abströmgröße des Verdichtergitters
2u	Größe in der Meßebene bei Nachlauftraversierungen
B1	erste präzisionsgeschmiedete Oberfläche
B2	zweite präzisionsgeschmiedete Oberfläche
B3	elektro-chemisch bearbeitete Oberfläche
DS, SS	Druck-, Saugseite
HGK	Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal
HK	Hinterkante der Verdichterschaufel
RMS	Root Mean Square
VK	Vorderkante der Verdichterschaufel

1 Einleitung

Die Erkenntnis, daß fossile Brennstoffe nur in begrenzten Mengen verfügbar sind, sowie die Tatsache, daß alternative Energieträger im Bereich der Energieumwandlung auf absehbare Zeit nicht zu erwarten sind, machen eine Verbesserung der zur Energieumwandlung eingesetzten Maschinen notwendig. Dazu zählen auch die Turbomaschinen, die neben dem Einsatz in Kraftwerken auch als Flugzeugantrieb stark verbreitet sind. Aus der Sicht des Flugzeugbetreibers sind wegen der stark angestiegenen Zahl der Flugreisenden besonders die laufenden Kosten eines Flugzeuges und des darin enthaltenen Antriebes wichtig. Einen großen Teil dieser laufenden Kosten macht dabei der Treibstoffverbrauch eines Triebwerkes aus (Wisler [1]). Eine Vielzahl von Forschungsvorhaben verfolgen deshalb das Ziel, den Wirkungsgrad der Triebwerke zu erhöhen, um den Treibstoffverbrauch zu senken (Steffens und Fritsch [2]). Auch die Gewichtseinsparung durch eine Reduzierung der Stufen- und Schaufelanzahl ist in diesem Zusammenhang zu sehen. Die Verbesserung der Wirtschaftlichkeit der Triebwerke führt aber auch zu stark angestiegenen Qualitätsanforderungen an die Fertigungstechnik. Die Hersteller von Triebwerken oder Triebwerkskomponenten stehen dabei unter dem Druck, die hohen Qualitätsanforderungen bei vertretbaren Fertigungskosten zu erfüllen. Dabei steigen oftmals die Fertigungskosten mit steigenden Qualitätsanforderungen überproportional an. Deshalb muß ein Kompromiß zwischen hohen Wirkungsgraden und einer finanzierten Qualität gefunden werden.

Die in den Triebwerkskomponenten Verdichter und Turbine auftretenden Verluste werden durch eine Vielzahl von Strömungsphänomenen hervorgerufen. Die wichtigsten Verlustmechanismen sind dabei Grenzschichten, Sekundärströmung sowie Rotor-Stator-Interaktion. Die aufgrund der Haftung der Strömung an der Wand unvermeidbaren Grenzschichten sind, wenn sie an den Seitenwänden (Gehäuse, Nabe) entstehen, zusammen mit Druckgradienten und Spaltströmungen für Sekundärströmungen verantwortlich. Die Profilgrenzschichten rufen in Verbindung mit einer endlich dicken Hinterkante der umströmten Schaufel ein Geschwindigkeitsdefizit und somit Verluste im Nachlauf der Schaufel hervor. Die durch Rotor- bzw. Statorschaufeln verursachten Nachläufe stellen für eine stromabwärts liegende Schaufelreihe eine sich zeitlich ändernde Zuströmbedingung dar, die in letzter Zeit bei der Auslegung von Profilgeometrien verstärkt berücksichtigt wird. Den Grenzschichten kann also eine sehr wichtige Rolle bei der Betrachtung des Wirkungsgrades der Komponenten Verdichter und Turbine zugestanden werden. Dabei lassen sich Grenzschichten durch eine Vielzahl von Parametern beeinflussen. Wichtig ist bei der Diskussion der Einflußparameter die Tatsache, daß die Grenzschicht im räumlichen Verlauf einer Strömung ihren Charakter verändern kann. Man unterteilt dabei in eine laminare, transitionale und turbulente Grenzschicht. Bei der Umströmung von Verdichter- und Turbinenprofilen ist im vorderen Bereich der Schaufel zu-

nächst eine laminare Grenzschicht zu finden, im weiteren Verlauf der Strömung schlägt diese in eine turbulente Grenzschicht um. Neben dem Druckgradienten der Außenströmung, der Turbulenz und der Reynoldszahl spielt die Rauigkeit der Wand eine wesentliche Rolle bei der Betrachtung der Grenzschichtentwicklung. Die Profilverluste einer subsonisch umströmten Schaufel werden dabei maßgeblich von den Grenzschichten bestimmt, die auf der Druck- und Saugseite entstehen. Somit kommt einer zuverlässigen Bestimmung des Grenzschichtverlaufes eine wichtige Bedeutung zu, weil dadurch die Bestimmung der Profilverluste möglich wird. Die zuverlässige Bestimmung des Rauigkeitseinflusses auf die Profilgrenzschichten ist neben der Bestimmung der Profilverluste vor allem für die Fertigungstechnik von großem Interesse, da eine verbesserte Oberflächengüte sich in stark ansteigenden Fertigungskosten widerspiegelt (Bammert und Sandstede [3], Turel [4]). In der Vergangenheit sind viele Anstrengungen unternommen worden, um den Rauigkeitseinfluß zu bestimmen. Zumeist wurde die Rauigkeit mit einfachen geometrischen Körpern simuliert, die eine Übertragung der Ergebnisse auf technische Rauigkeiten schwierig macht. So ist in der Literatur häufig das Verhältnis eines Rauigkeitsparameters einer technischen Oberfläche zur sogenannten äquivalenten Sandkornrauigkeit zu finden (z.B. Sörensen [5], Speidel [6]). Die detaillierte Untersuchung des Strömungseinflusses von typischen Oberflächen, die durch moderne Herstellungsverfahren entstanden sind, auf das Strömungsverhalten eines Verdichtergitters ist somit von großem Interesse.

Die Zielsetzung dieser Arbeit ist die Bestimmung des Einflusses der Oberflächenrauigkeiten moderner Herstellungsverfahren auf die Strömung um eine Verdichterschaufel. Zunächst wurden die Oberflächen von unterschiedlich gefertigten Verdichterschaufeln mit der scannenden Weißlicht-Interferometrie optisch gemessen. Nach einer detaillierten Betrachtung der wichtigsten Rauigkeitskenngrößen wurden geeignete Oberflächen ausgewählt, um deren Einfluß auf das Strömungsverhalten eines hochbelasteten Verdichtergitters zu untersuchen. Um die geometrische Ähnlichkeit einzuhalten, mußte ein Verfahren entwickelt werden, mit dem eine Übertragung der ausgewählten Rauigkeiten realer Verdichterschaufeln auf das Modell-Verdichtergitter ermöglicht wurde (Leipold und Fottner [7]). Neben der Bestimmung der Gittercharakteristik ist die Grenzschichtentwicklung auf der Saugseite des Verdichtergitters für unterschiedliche Oberflächen-Rauigkeiten ermittelt worden. Für die Bestimmung des Geschwindigkeitsprofils kam die Laser-2-Fokus-Meßtechnik zum Einsatz, die eine berührungslose Messung des zweidimensionalen Geschwindigkeitsvektors ermöglicht. Mit den Geschwindigkeitsprofilen in der Grenzschicht wurden dann wichtige Grenzschichtgrößen berechnet. Zur Untersuchung der Turbulenz in der Grenzschicht wurde die eindimensionale Hitzdraht-Meßtechnik herangezogen. Neben der experimentellen Untersuchung des Rauigkeitseinflusses wurde ein Grenzschicht-Rechenverfahren eingesetzt, in dem ein Modell zur Simulation von Rauigkeitseffekten enthalten ist. Bevor erste Messungen am Verdichtergitter durchgeführt wurden, ist das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II mit

einem Euler-Verfahren gekoppelt worden, um einen ersten Eindruck über den Rauhigkeitseinfluß zu erhalten. Da kein Einfluß der Rauhigkeit auf die isentropen Profil-Machzahlen im Rahmen der Koppelung festgestellt wurde, ist auf eine Koppelung einer neuen Version des Grenzschicht-Rechenverfahrens (Alfa 3.0) mit dem Euler-Verfahren verzichtet worden. Das neu entwickelte Verfahren wurde während der Messungen von der Fa. AEA zur Verfügung gestellt; deshalb wurde die Grenzschichtentwicklung nach Abschluß der Messungen mit der Vorgabe der gemessenen Geschwindigkeiten mit dem neuen Verfahren nachgerechnet. Der Vergleich der gerechneten Grenzschichtentwicklung bei unterschiedlichen Rauhigkeitshöhen mit den gemessenen Grenzschichtentwicklungen zeigte zum einen grundlegende Einschränkungen des Grenzschicht-Rechenverfahrens als auch Defizite bei der Simulation des Rauhigkeitseinflusses. Das implementierte Rauhigkeitsmodell wurde deshalb erweitert. Das erweiterte Rauhigkeitsmodell führte zu einer verbesserten numerischen Simulation des Rauhigkeitseinflusses.

2 Der Einfluß von Oberflächenrauhigkeit in Turbomaschinen

In fast allen Bereichen der Strömungslehre spielt die Wechselwirkung der Strömung mit der sie begrenzenden Wand eine große Rolle. Dort entsteht aufgrund der Haftbedingung an der Wand ein Grenzschichtprofil mit Wandschubspannungen und einem Geschwindigkeitsdefizit der wandnahen Strömung, das für einen großen Teil der bei um- oder durchströmten Körpern auftretenden Verluste verantwortlich ist. Die Untersuchung von Grenzschichten ist daher schon immer ein wichtiges Anliegen der Forschung gewesen. Ein verbessertes Verständnis der Wechselwirkung stößt deshalb in vielen Bereichen der Technik, von der Schifffahrt über den Anlagenbau bis hin zu den Turbomaschinen auf großes Interesse. Zu den wichtigen Einflußparametern auf die Grenzschicht gehört die Beschaffenheit der die Strömung begrenzenden Wand (Scholz und Klein [8]). So sind eine Reihe von Untersuchungen zum Einfluß der Oberflächenrauhigkeit anhand einfacher Geometrien durchgeführt worden; die Ergebnisse dieser Untersuchungen lassen sich aber zumeist nicht auf komplexere Strömungsberandungen übertragen. Im folgenden soll, von einfachen Geometrien ausgehend bis hin zu speziellen Anwendungsfällen im Turbomaschinenbau, ein Überblick über durchgeführte Untersuchungen hinsichtlich des Rauhigkeitseinflusses gegeben werden.

2.1 Der Rauhigkeitseinfluß bei einfachen Geometrien

Die Problematik einer rauen Oberfläche in einer Strömung wurde schon Mitte des 19. Jahrhunderts erkannt (Darcy [9]). Der Einfluß einer rauen Oberfläche auf Strömungen durch Rohre kreisförmigen Querschnittes war damals aufgrund der dort vorliegenden einfachen Strömungsbedingungen Gegenstand einer Reihe von Untersuchungen. Am bekanntesten ist

sicher die Arbeit von Nikuradse [10], dem das Verdienst gebührt, die große Anzahl von Messungen in ein anschauliches Diagramm zusammengefaßt zu haben. Das sogenannte Nikuradse-Diagramm (Bild 2.1) zeigt den Zusammenhang der Widerstandszahl in Abhängigkeit von der Reynoldszahl bei verschiedenen auf den Rohrdurchmesser bezogenen Rauhigkeitshöhen. Da die Strömungsuntersuchungen an Rohren durchgeführt wurden, deren Oberfläche mit einer dichten Packung Sandkörner beklebt war, ist bei dieser Untersuchung als Rauhigkeitshöhe der Sandkörndurchmesser verwendet worden. Variiert wurde der Durchmesser der Rohre sowie die Größe der aufgeklebten Sandkörner. Das Diagramm läßt sich in drei Bereiche aufteilen. Im Bereich kleiner Reynoldszahlen fallen die Verläufe der Widerstandszzahlen der rauen Rohre mit dem Verlauf eines glatten Rohres zusammen. Physikalisch deutet Nikuradse diesen Bereich mit vollständig in die laminare Unterschicht eingebetteten Rauhigkeiten, die somit keinen Einfluß auf die Strömung haben können. Der zweite Bereich wird als Übergangsbereich bezeichnet, die Widerstandszzahl ist sowohl von der Reynoldszahl als auch von der Rauhigkeit abhängig. Die Verläufe der Widerstandszzahl beginnen sich hier von dem Verlauf des glatten Rohres zu entfernen; mit steigender Reynoldszahl gewinnt die Rauhigkeit immer mehr Einfluß, bis der dritte Bereich erreicht wird, in dem die Widerstandszzahl unabhängig von der Reynoldszahl wird. In diesem Bereich wird die Widerstandszzahl nur von der relativen Rauhigkeitshöhe bestimmt und kann über das quadratische Widerstandsgesetz ermittelt werden. Neben der Betrachtung der Widerstandszzahl hat Nikuradse auch das universelle Geschwindigkeitsgesetz für die Beschreibung der Geschwindigkeitsverteilung in rauen Rohren erweitert. Die von Nikuradse vorgestellten Untersuchungen beschränken sich auf Sandkornrauhigkeiten, deshalb stellen Grass und Lüth [11] Messungen an engen Rohren mit statistisch regellos verteilten Rauhigkeiten vor. Trotz einer deutlichen Abweichung sehen die Autoren die Messungen von Nikuradse bestätigt. Sehr viel interessanter scheint die Feststellung der Autoren zu sein, daß bei moderaten Strömungsgeschwindigkeiten eine Verkleinerung der Rauhigkeit um den Faktor 10 nur mit einer Widerstandsverbesserung von 5% bis 12% verbunden ist. Diese Qualitätsverbesserung um den Faktor 10 spiegelt hier den Unterschied zwischen einer gebeizten und einer manuell polierten Oberfläche wider.

Um den Widerstand eines Schiffsrumfes, der mit Nieten bedeckt ist, bestimmen zu können wurde von Schlichting [12] der Versuchsaufbau von Nikuradse verändert. Es sollten Messungen an Platten durchgeführt werden können, deren Oberflächen mit definierten Rauhigkeitselementen nach einem festen Verteilungsmuster bestückt wurden (siehe auch Schlichting und Gersten [13]). Als Rauhigkeitselemente wurden Kugeln, Kallotten und Winkel verwendet. Neben der Bestimmung von Geschwindigkeitsverteilungen und der Aufstellung einer universellen Funktion zur Bestimmung dieser Verteilung ist besonders der Einfluß der Verteilungsdichte der Rauhigkeitselemente auf den Widerstandskoeffizienten als Ergebnis dieser Arbeit beachtenswert. So wurde der Widerstandskoeffizient in zwei Anteile

aufgespalten. Ein Anteil gibt den Widerstand der glatten Flächen der Platten zwischen den Rauigkeitselementen wieder, der andere Anteil stellt den durch die Rauigkeitselemente erzeugten Widerstand dar. Die Darstellung dieses durch die Rauigkeitselemente erzeugten Widerstandes über der Packungsdichte zeigt einen Abfall bei steigender Rauigkeitsdichte (Bild 2.2). Erklärt wird dieses Verhalten durch eine gegenseitige Abdeckung der Elemente, die größer wird wenn die Packungsdichte der Elemente erhöht wird. Die Strömung wird dann nicht mehr durch die gesamte geometrische Höhe der Elemente beeinflußt, sondern nur durch den oberen Teil. Dieses Ergebnis führt zur Erkenntnis, daß bei der Betrachtung des Einflusses von Oberflächenrauigkeit nicht nur die Rauigkeitshöhe, sondern auch ein lateraler Kennwert berücksichtigt werden muß. Der Einfluß von Oberflächenrauigkeit auf den Wärmeübergang einer Plattenströmung bei unterschiedlichen konstanten Beschleunigungen ist Inhalt der Messungen von Chakroun und Taylor [14]. Die Rauigkeit wird durch Bedecken der Platte mit Halbkugeln einheitlichen Durchmessers simuliert. Dabei wird ein stark von der Rauigkeit abhängiges Verhalten beobachtet, im Regelfall wird im hydraulisch rauen Bereich von einer Erhöhung des Wärmeübergangs mit zunehmender Beschleunigung berichtet. Da aber als Vergleich immer eine unbeschleunigte Plattenströmung herangezogen wird, ist eine genaue Festlegung des Rauigkeitseinflusses nicht möglich. Auch hier wurde die Packungsdichte der Halbkugeln variiert. Die vorgestellten Ergebnisse lassen jedoch keinen Trend in der Abhängigkeit des Wärmeübergangs von der Packungsdichte der Rauigkeitselemente erkennen. Dennoch wird deutlich, daß bei geeigneten Randbedingungen der Wärmeübergang deutlich erhöht werden kann; dies ist insbesondere bei der Auslegung von Kühlkonfigurationen bei Turbinenschaufeln von Interesse. Zudem wird eine Abschwächung der Turbulenz durch Rauigkeit bei der beschleunigten Plattenströmung festgestellt.

Eine spezielle Art von regelmäßig verteilten Rauigkeiten, die sogenannten 'd-Type' und 'k-Type' Rauigkeiten, sind sehr oft in der Literatur zu finden. Es handelt sich um Rechteck-Profilen, die quer zur Strömungsrichtung ausgerichtet sind. Je nach dem gewählten Verhältnis von Höhe zu Abstand dieser Rippen bilden sich unterschiedliche Strömungsphänomene aus. Ist der Abstand der Rippen in der gleichen Größenordnung wie ihre Höhe, so bilden sich in den Räumen zwischen den Rippen stationäre Wirbel aus; man spricht von einer 'd-Type' Rauigkeit. Wird der Abstand der Rippen größer gewählt ('k-Type'), lösen sich Wirbel, die die Größe der Rippenhöhe haben, ab und dringen in die Hauptströmung ein (Perry et al. [15]). Diese Rauigkeitsgeometrie wurde sowohl anhand von Plattenströmungen (siehe Hama [16], Perry et al. [15] und Djenidi et al. [17]) als auch in Rohrströmungen (Stukel et al. [18]) untersucht.

Der Einfluß statistisch regelloser Rauigkeiten auf die Grenzschicht einer turbulenten Platten-grenzschicht ohne Druckgradienten wird von Acharya et al. [19] vorgestellt. Die Oberflächen-

rauhigkeit von 50 Turbomaschinenschaufeln wurde mit einem Tastschnitt-Verfahren untersucht. Für die Strömungsuntersuchungen wurden Oberflächen erzeugt, die den Oberflächen der realen Schaufeln geometrisch skaliert entsprechen sollen. Ein Vergleich der realen Oberflächenrauhigkeiten oder deren Rauigkeitsparameter mit den Testoberflächen fehlt jedoch, so daß unklar ist, inwieweit die Testoberflächen repräsentativ für die Oberflächen der realen Schaufeln sind. Eine Zunahme des Schubspannungsbeiwertes mit steigenden arithmetischen Mittenrauhwerten ist ein wesentliches Ergebnis dieser Untersuchung. Acharya et al. führen jedoch aus, daß für eine Bestimmung des Zusammenhangs zwischen Rauigkeitskenngrößen und dem damit verbundenen Einfluß auf die Strömung weitere Untersuchungen notwendig sind. Die Untersuchung des Rauigkeitseinflusses auf den Wärmeübergang einer Platte wird von Bogard und Schmidt [20] vorgestellt. Dabei werden die mit einem Tastschnittverfahren ermittelten Rauigkeitsprofile realer Turbinenschaufeln, die eine Anzahl von Betriebsstunden gelaufen waren, durch kegelförmige Rauigkeitselemente simuliert, die in das Rauigkeitsprofil eingepaßt wurden. Es wurde eine 50% - 60% Steigerung des Wärmeübergangs festgestellt.

Während die in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchungen an speziellen Versuchsaufbauten durchgeführt wurden, die zumeist sowohl die Rauigkeit als auch die Strömung vereinfachen, treten in der Technik häufig komplexere Strömungen auf, bei denen die Strömung verschiedenen Druckgradienten, Ablöseerscheinungen oder transitionalen Vorgängen unterliegt. Demzufolge kann anhand solcher Vereinfachungen das grundlegende Verständnis, nicht aber die Betrachtung komplexer Strömungen verbessert werden. Deshalb sollen nun eine Reihe von Veröffentlichungen vorgestellt werden, die sich insbesondere mit dem Rauigkeitseinfluß in Turbomaschinen beschäftigen.

2.2 Der Rauigkeitseinfluß in Schaufelgittern

Die Strömungsuntersuchung an Verdichter- oder Turbinengittern stellt zwar immer noch eine Vereinfachung der in der Turbomaschine auftretenden Strömungssituation dar, eine Vielzahl von komplexen Strömungsphänomenen ist jedoch auch hier gut zu beobachten. So werden in der Regel weder instationäre Effekte noch der Einfluß der Fächerung bei Untersuchungen in Gitterwindkanälen berücksichtigt. Gitteruntersuchungen bieten aber die Möglichkeit, interessante Phänomene sehr genau, bei einer leichten Zugänglichkeit des Strömungsgebietes, unter die Lupe zu nehmen. Auch der Einfluß der Oberflächenrauhigkeit ist deshalb für Untersuchungen an Gitterwindkanälen besonders gut geeignet. An der von Bammert und Milsch [21] festgestellten Tatsache, daß der Strömungseinfluß von Oberflächenrauhigkeit in Gitterversuchen fast ausschließlich an Turbinenprofilen untersucht wurde, hat sich bis heute kaum etwas geändert. Nach einer ausführlichen Diskussion der wenigen Messungen an Verdichtergittern soll deshalb auch auf einige Turbinengitter-Messungen eingegangen werden.

Eine stattliche Anzahl von Gitterversuchen mit Verdichterschaufeln (NACA 65 Profilreihe) unterschiedlicher Teilung, Profilwölbung und Profildicke werden von Bammert und Milsch [21] vorgestellt. Neben Nachlauftraversierungen und Profildruckverteilungen wurde die saug- und druckseitige Grenzschicht mit einer abgeplatteten Pitotsonde untersucht. Die Rauigkeit wurde durch auf die Schaufeln aufgeklebtes Schmirgelkorund unterschiedlicher Korngröße variiert. Bei einer Reynoldszahl von $Re=4.3*10^5$ und einer maximalen Machzahl $Ma=0.15$ betrug der Turbulenzgrad der Zuströmung 0.6%. Die Grenzschicht-Messungen zeigen ein Anwachsen der Grenzschichtdicke, auch der laminaren Grenzschicht, bei steigender Rauigkeit. Dieses Verhalten ist bis dato noch nicht beobachtet worden. Auch die turbulente Grenzschichtdicke nimmt mit steigender Rauigkeit zu, während der laminar-turbulente Umschlag stromaufwärts wandert. Bei besonders großen Rauigkeiten konnte eine turbulente Ablösung vor der Hinterkante der saugseitigen Strömung beobachtet werden. Mit steigenden Rauigkeiten wird eine Zunahme des Widerstandsbeiwertes sowie eine Abnahme der Strömungsumlenkung festgestellt. Diese Untersuchung stellt sicher das umfassendste Material dar, das sich mit dem Rauigkeitseinfluß auf die Strömung in Verdichtergittern beschäftigt. Kritisch müssen jedoch der für Turbomaschinen zu geringe Turbulenzgrad, die geringe Machzahl sowie die fehlende Berücksichtigung der Profilaufdickung, die durch das Bekleben der Profile mit Schmirgel entsteht, angemerkt werden. Zudem fallen die unregelmäßigen Profildruckverteilungen auf, die vermutlich durch Mikroablösungen an den vor den statischen Profildruckbohrungen gelegenen Sandkörnern verursacht werden (siehe auch Nikuradse [10]).

Über ähnliche Schwankungen berichten auch Elrod et al. [22]; die Ursache dürften auch hier Mikroablösungen sein. Die Messungen fanden an einem Verdichtergitter (NACA 65-(A5)06) statt, dessen Schaufel auf der Saugseite zwischen 4%-25% bezogener Sehnenlänge mit Schleifkorunden verschiedener Körnung versehen war. Auch hier wird der Einfluß der Profilaufdickung nicht gezielt berücksichtigt. Die nahe der Vorderkante auftretende laminare Ablöseblase wurde durch die Rauigkeit unterdrückt, dennoch ergeben sich über der gesamten Lauflänge dickere Grenzschichten, sobald das Profil im vorderen Bereich mit Schleifkorunden bedeckt war. Die Messungen wurden mit einer Grenzschicht-Hitzdraht-Sonde durchgeführt. Dennoch wird über den Rauigkeitseinfluß auf die Turbulenz in der Grenzschicht keine Angabe gemacht. Zum mindesten für die größte auf die Schaufel aufgebrachte Rauigkeit wird von einer Erhöhung des Totaldruckverlustbeiwertes berichtet.

Die Messungen an einem Verdichtergitter (NACA 65), das über unterschiedliche Lauflängen von der Vorderkante an mit Schmirgelkorund der Körnung 120 beklebt wurde, zeigen eine deutliche Verringerung des Totaldruckverlustbeiwertes der rauen Konfigurationen, die auf die Verhinderung einer laminaren Ablöseblase zurückgeführt wird (Saxena et al. [23]). Eine genaue Analyse der Profildruckverteilungen zeigt jedoch, daß die glatte Schaufel nicht für alle Zuströmbedingungen eine laminare Ablöseblase aufweist. Zudem ist bei einer vollständigen

Bedeckung der Saugseite mit Schmiergelkorund immer eine starke turbulente Ablösung der Strömung zu erkennen. Diese müßte eigentlich so hohe Verluste verursachen, daß die Verluste der glatten Schaufel, die keine turbulente Ablösung aufweist, auf jeden Fall übertragen werden. Eine Ursache für diesen Widerspruch könnte die fehlende Berücksichtigung der Profilaufladung durch das Bekleben der Schaufel mit Schmiergelkorund sein.

Aufgrund der sehr begrenzten Anzahl an Veröffentlichungen, die sich mit dem Rauhigkeiteinfluß in Verdichtergittern beschäftigen, sollen aus der wesentlich größeren Anzahl an Untersuchungen an Turbinengittern einige herausgegriffen werden. Das Augenmerk der Forschung liegt bei den Turbinen allerdings mehr in der Betrachtung des Wärmeübergangs, da eine Veränderung des Wärmeübergangs, speziell bei filmgekühlten Turbinenschaufeln, zu einem Überschreiten der thermischen Belastbarkeit und damit im ungünstigsten Fall zu einem mechanischen Versagen der Schaufel führen kann. Speidel [24] konnte einen nur geringen Einfluß der auf die Turbinenschaufeln geklebten Sandpapiere unterschiedlicher Körnung auf die Profildruckverteilung feststellen. Der Anstieg der Profil-Verluste ist bei mittleren Rauigkeitshöhen besonders stark. Zurückgeführt wird dies auf eine starke Verkürzung der laminaren Lauflänge der saugseitigen Strömung. Bei einer weiteren Erhöhung der Rauigkeit bleibt der Transitionsspunkt aufgrund der an dieser Stelle herrschenden starken Beschleunigung der Strömung unbeeinflußt. Außerdem wird eine Abschätzung einer lokalen maximal erlaubten Rauigkeit mit der lokalen Geschwindigkeit angegeben. Im Gegensatz dazu berichten Bammert und Sandstede [25] sowohl von einer Verringerung der Strömungsgeschwindigkeit auf der Saugseite als auch von einer Verlagerung der Transition bis in den Bereich der beschleunigten Strömung. Auch diese Autoren beklebten die untersuchten Turbinenprofile mit Sandkörnern verschiedener Korngröße, so daß eine Veränderung der Profilgeometrie nicht auszuschließen ist. Durch Bekleben eines Turbinengitters mit Sandpapier verschiedener Korngrößen und durch partielles Abdecken der rauen Oberfläche mit einer glatten Folie stellten Bammert und Fiedler [26] eine deutliche Erhöhung des Widerstandes durch Rauigkeit im Bereich der turbulenten Grenzschicht fest. Es werden zwei Ursachen für einen Verlustanstieg durch Rauigkeit deutlich: zum einen die Stromaufverlagerung des Transitionsspunktes und zum anderen eine Widerstandserhöhung in der turbulenten Grenzschicht. Die Profilverluste von Dampfturbinenschaufeln stehen im Mittelpunkt der Arbeit von Hürlmann [27]. Wegen der hohen Drücke im Hochdruckbereich von Dampfturbinen (ca. 200 bar) und den daraus resultierenden geringen Grenzschichtdicken ist eine hohe Oberflächengüte notwendig, um eine Profilumströmung im hydraulisch glatten Bereich zu erreichen. Die Feststellung, daß ein einzelner Rauigkeitsparameter in der Regel nicht ausreicht, um den Strömungseinfluß zu beschreiben, führt zur Bildung eines strömungsrelevanten Parameters, in dem eine laterale und eine vertikale Kenngröße der Rauigkeit verknüpft sind. Zudem wird eine Abschätzung der Widerstandszunahme mit diesem strömungsrelevanten Rauigkeitsparameter aufgestellt. Allerdings gilt diese Abschätzung nur für eine anliegende Strömung.

Die Notwendigkeit, die Formtreue der Profile besonders zu beachten, wird von Rieß und Jetter [28], Jetter und Rieß [29] und Jetter [30] deutlich hervorgehoben. So kann schon durch geringe Formabweichungen an der Hinterkante der untersuchten Dampfturbinenprofile der geringe Rauigkeitseinfluß überdeckt werden. Die von Hürlmann [27] vorgeschlagene empirische Korrelation wurde leicht verändert und gibt nun die Messungen an gefrästen Dampfturbinenprofilen, die einer Gleitschliffbehandlung unterworfen wurden, gut wieder.

Der Wärmeübergang einer rauen Turbinenschaufel ist Gegenstand der Untersuchungen von Bunker [31], Abuaf et al. [32] und Turner et al. [33]. In der Regel werden zunehmende Wärmeübergänge mit steigenden Rauigkeiten festgestellt. Aber auch bei diesen Untersuchungen wird von einer Stromaufverlagerung des laminar-turbulenten Umschlags berichtet. Interessant ist das von Turner et al. [33] vorgetragene Ergebnis, daß eine druckseitige Rauigkeit den Wärmeübergang zwar erhöht, die aerodynamischen Verluste aber unverändert bleiben.

Neben der detaillierten Untersuchung der Strömung um rauhe Turbomaschinenbeschaufelungen bieten Versuche an ein- bis mehrstufigen Maschinen die Möglichkeit, den Rauigkeitseinfluß auf die Maschinencharakteristik festzustellen. Dabei können zwar kaum Informationen über die strömungsmechanische Wirkung der Oberflächenrauigkeit gewonnen werden; Aussagen über eine Veränderung des Wirkungsgrades, des Druckverhältnisses und des Massendurchsatzes können bei der Auslegung sowie bei der Inspektion von Turbomaschinen jedoch berücksichtigt werden.

2.3 Der Rauigkeitseinfluß auf Verdichterkennfelder

Die Veränderung des Betriebsverhaltens von mehrstufigen Axialverdichtern, deren Schaufeln durch Bekleben von Schmiergelpulpa verschiedener Größe aufgerauht wurden, wird ausführlich von Bammert und Woelk [34], Bammert und Woelk [35] und Woelk [36] dokumentiert. Dabei sollen die Untersuchungen vor allem die betrieblich bedingte Rauigkeit simulieren. Somit kann die Reinigung, die Nachbearbeitung oder der Austausch der Schaufeln bei Kenntnis des Rauigkeitseinflusses zielgerichtet durchgeführt werden. Das in Bild 2.3 gezeigte Kennfeld eines 3-stufigen Verdichters wird durch das Aufrauhen mit Schleifkorund unterschiedlicher Körnungsgröße stark verändert. Die Abnahme der Enthalpieerhöhung sowie die Verschiebung des Kennfeldes zu kleineren Ansaugvolumina führen zu einer deutlichen Einengung des Kennfeldes um bis zu 40% bei steigender Korngröße. Die beobachtete Verschlechterung des Wirkungsgrades liegt bei den großen Rauigkeiten bei 10% bis 13%. Insgesamt ist somit die Funktionsweise des Verdichters stark eingeschränkt; ein sinnvolles Zusammenspiel mit einer Turbine ist dann nur beschränkt möglich. Da bei der Bestückung der Schaufeln des Verdichters mit Schmiergelpulpa die Aufdickung der Schaufeln außer Acht

gelassen worden ist, kann die Verringerung des Massenstroms auch auf eine Verkleinerung des Strömungsquerschnittes zwischen den Schaufeln zurückgeführt werden.

Ein 1-stufiger Verdichter, der mit Schaufeln unterschiedlicher Fertigungsgüte bestückt wurde, diente Moses [37] als Versuchsträger zur Ermittlung der Abhängigkeit der Kennfelder von der Schaufel-Oberflächenqualität. Eingesetzt wurden Schaufeln, deren Oberflächen, nachdem sie gefräst wurden, keiner weiteren Oberflächenbehandlung unterzogen wurden, Schaufeln, die glatt gefeilt wurden, sowie polierte Schaufeln. Es konnte kein Unterschied im Betriebsverhalten zwischen dem gefeilten und dem polierten Schaufelsatz festgestellt werden. Die im Fräzzustand belassenen Schaufeln zeigten bei hohen Massenströmen unterhalb der 125% Drehzahllinie eine Verschlechterung des Betriebsverhaltens. Es wird deutlich, daß eine Verbesserung der Oberflächengüte nach Unterschreiten eines kritischen Wertes keine Verbesserung des Verdichterkennfeldes bewirkt.

Eine der wenigen Untersuchungen, die den Einfluß der Aufdickung mit in die Betrachtung des Rauhigkeitseinflusses einbezieht, stellen Suder et al. [38] vor. Da die rauhe Konfiguration durch den Auftrag von Farbe auf die Schaufeln erzeugt wurde, wurde der Einfluß der dadurch erzeugten Aufdickung der Profile mit Hilfe einer glatten Farbe ebenfalls untersucht. Das Druckverhältnis wird bei 60% und 80% Drehzahl sowohl durch die Aufdickung mit glatter Farbe als auch durch die Aufdickung mit rauher Farbe gleichermaßen geringfügig reduziert. Auch der Wirkungsgrad wird durch beide Farbanstriche gleichmäßig um 1%-3% verringert. Erst bei Auslegungsdrehzahl (100%) treten Unterschiede zwischen den beiden Farbanstrichen auf. Das Druckverhältnis erfährt durch den glatten Farbanstrich nur die halbe Verschlechterung im Vergleich zum rauen Anstrich. Ähnlich ist auch der Einfluß des Anstriches auf den Wirkungsgrad. Durch einen partiellen Auftrag der rauen Farbe auf die Schaufel wurde festgestellt, daß ein rauher Anstrich im Vorderkantenbereich sowie der vorderen Hälfte der Saugseite die gleiche Reduzierung des Druckverhältnisses bei Auslegungsdrehzahl verursachte wie die vollständig mit rauher Farbe bedeckte Schaufel. Da es sich um einen transonischen 1-stufigen Verdichter handelte, ist eine Stoß-Grenzschicht-Interaktion sehr wahrscheinlich. Der im Schaufelkanal liegende Stoß wird durch LDA Messungen sehr gut erfaßt. Eine Veränderung der Stoßlage durch den glatten sowie durch den rauen Farbanstrich stromaufwärts wird mit einer Veränderung der wandnahen Strömung deutlich. Somit ist anzunehmen, daß ein Teil der beobachteten Druckverhältnis- und Wirkungsgradeinbußen auf eine veränderte Stoß-Grenzschicht-Interaktion zurückzuführen ist.

Die Abhängigkeit des polytropen Wirkungsgrades mehrstufiger Verdichter von der Reynoldszahl wird in einer Reihe von Veröffentlichungen (Schäffler [39], Grieb et al. [40] sowie Scholz und Klein [8]) dargelegt. Die Abhängigkeit des polytropen Wirkungsgrades von der Reynoldszahl kann schematisch in drei Abschnitte aufgeteilt werden (Bild 2.4). Im unteren

Reynoldszahl-Bereich (große Flughöhen) besteht die Gefahr einer laminaren Strömungsablösung, der polytrope Wirkungsgrad steigt mit der Reynoldszahl stark an. Im mittleren Reynoldszahl-Bereich (normale Flughöhe) findet ein moderater Anstieg des polytropen Wirkungsgrades mit der Reynoldszahl statt. Im hydraulisch rauen Bereich ist der polytrope Wirkungsgrad weitgehend unabhängig von der Reynoldszahl. Diese drei Bereiche können durch Versuche mit mehrstufigen Verdichtern in Höhenprüfständen nachvollzogen werden. Durch die Verwendung von Schaufeln unterschiedlicher Herstellungsverfahren kann eine auf einen Rauhigkeitsparameter bezogene kritische Reynoldszahl zwischen 80 und 130 festgestellt werden, die den Übergang zum hydraulisch rauen Bereich markiert. Als Rauhigkeitsparameter wird der Mittelwert der Differenz der 10 höchsten Maxima zu den 10 kleinsten Minima des Rauhigkeitsprofils verwendet. Schäffler [39] weist aber auf die Tatsache hin, daß ein einzelner Rauhigkeitsparameter nicht ausreicht, um den Strömungseinfluß von Oberflächenstrukturen zu beschreiben.

2.4 Numerische Simulation des Rauhigkeitseinflusses

Trotz der immer weiter ansteigenden Leistungsfähigkeit moderner Computer ist die numerische Simulation komplexer Strömungen auf Modellbildungen angewiesen, da der Rechenaufwand ohne geeignete Vereinfachung und Modellbildung stark ansteigt (Hildebrandt [41], Wunderwald [42]). Die Vereinfachung der Navier-Stokes-Gleichungen lässt sich in zwei Bereiche aufteilen. Zum einen können die Navier-Stokes-Gleichungen für bestimmte Strömungssituationen vereinfacht werden; bei der numerischen Berechnung der Grenzschicht ist dabei die zweidimensionale Formulierung der Gleichungen und als weitergehende Vereinfachung die Einführung einer Ähnlichkeitsvariablen zu nennen (Leipold [43]). Die zeitliche statistische Mittelung der Navier-Stokes-Gleichungen führt zu zusätzlichen Termen, für die keine weiteren Gleichungen zur Schließung des Gleichungssystems zur Verfügung stehen. Das sogenannte Schließungsproblem der Turbulenz stellt den zweiten Bereich der Modellbildung in der Numerik dar. Zur Lösung des Gleichungssystems wurden eine Vielzahl sogenannter Turbulenzmodelle entwickelt, deren Anwendbarkeit sich zumeist auf einen kleinen Bereich der in der Technik auftretenden Probleme beschränkt. Die gebräuchlichsten Turbulenzmodelle gehören zu der Klasse der Wirbelviskositätsmodelle. Diese Turbulenzmodelle lassen sich weiter in die Anzahl der zusätzlichen Transportgleichungen einteilen. Eine detaillierte Darstellung der Turbulenzmodelle kann Hildebrandt [41], Wunderwald [42] sowie Sieger [44] entnommen werden.

Eine sehr einfache Berechnung von Grenzschichten ist mit den sogenannten Integral-Verfahren möglich. Dort wird die Verteilung der Größen in der Grenzschicht vorgegeben und mit Hilfe von empirischen Konstanten auf die Randbedingungen angepaßt. Vorteilhaft ist hier der sehr geringe Rechenaufwand; die stark angestiegenen Rechnerleistungen lassen dieses Verfah-

ren jedoch zunehmend in den Hintergrund rücken. Für Integral-Verfahren existieren Konstanten, die den Rauhigkeitseinfluß wiedergeben (Scholz [45]). Durch die Vorgabe einer Verteilung der interessierenden Größe, z.B. der Geschwindigkeit, ist die Anwendung dieses Verfahrens nur bei Grenzschichten sinnvoll, bei denen eine solche Verteilung zumindest näherungsweise mit der Realität übereinstimmt. Ein solches Verfahren wird von Denton und Hoadley [46] für die Bestimmung der Profilverluste von verschiedenen rauen Turbineschaufeln angewendet. Da ein Vergleich mit Messungen fehlt, kann die Aussagefähigkeit dieser Rechnungen nicht beurteilt werden. Erwähnenswert ist, daß nur ein Rauhigkeitseinfluß auf die turbulente Grenzschicht, und nicht auf die laminare Grenzschicht oder auf den laminar-turbulenten Umschlag simuliert wird. Ebenfalls nicht berücksichtigt werden Ablöseerscheinungen.

Die Anwendung der Erhaltungssätze für Masse und Impuls auf ein Kontrollvolumen, das die Rauhigkeitselemente umfaßt, führt zu Differential-Gleichungen in denen zusätzliche 'Blockage'-Faktoren auftreten (Taylor et al. [47]). Das Gleichungssystem wird mit dem Mischungswegansatz und einer van Driest-Dämpfungsfunktion geschlossen, ohne dort den Rauhigkeitseinfluß zu berücksichtigen, da die Autoren keinen Unterschied in der Verteilung der Reynold'schen Schubspannungen in der Grenzschicht zwischen glatt und rau annehmen. Eine gute Übereinstimmung mit Experimenten wird festgestellt, allerdings wurden nur Strömungen mit geringen Druckgradienten zur Erprobung der Numerik herangezogen. Einen ähnlichen Weg gehen Christoph und Pletcher [48] mit der Aufstellung der Navier-Stokes-Gleichungen unter Berücksichtigung der Rauhigkeitselemente in Wandnähe. Daraus ergibt sich ein Senkenterm in der Impulsgleichung und ein Quellterm in der Energiegleichung. Außerdem wird ein algebraisches Zwei-Schichten-Turbulenzmodell auf der Basis des Mischungswegansatzes eingeführt. Die in Wandnähe zur Dämpfung der Turbulenz eingeführte van Driest Dämpfungsfunktion wird modifiziert, um den die Turbulenz erhöhenden Rauhigkeitseinfluß zu simulieren. Der Vergleich der Rechnungen mit Messungen zeigt eine recht gute Übereinstimmung beim Wärmeübergang und dem Schubspannungsbeiwert. Die in Wandnähe einsetzende Dämpfungsfunktion der Mischungsweglänge, die zur Beschreibung der Turbulenz dient, wird in zahlreichen Veröffentlichungen für einen Einsatz bei rauen Wänden erweitert (Krogstad [49], Guo et al. [50], Granville [51], Granville [52] sowie Cebeci und Chang [53]). Alle Erweiterungen der Wandfunktionen haben jedoch den Nachteil, nur für eine bestimmte Kategorie von Strömungen gültig zu sein. So ist eine für Plattenströmungen ohne Druckgradienten aufgestellte Wandfunktion sicher nicht mehr für die starken Druckgradienten der Profilmströmung in Turbomaschinen anwendbar. Für die jeweilige Strömung, für die die Erweiterung gilt, können jedoch gute Übereinstimmungen mit dem Experiment festgestellt werden.

Patel und Yoon [54] sowie Yoon und Patel [55] nehmen den geringen Fortschritt bei der numerischen Behandlung der Oberflächenrauhigkeit zum Anlaß, ein k, ω -Turbulenzmodell vor-

zustellen, mit dem der Rauigkeitseinfluß berücksichtigt werden kann. Die numerische Berechnung einer inkompressiblen Strömung über eine Sanddüne mit freier Oberfläche gelingt mit diesem Modell sehr gut. Ein rauigkeitsabhängiger Quellterm wird von Scheuerer [56] in die Transportgleichung der turbulenten kinetischen Energie des k , ϵ -Turbulenzmodells von Launder und Spalding implementiert. Das modifizierte Turbulenzmodell ist in ein Grenzschicht-Rechenverfahren (Alfa) eingebaut, das einer stetigen Weiterentwicklung unterliegt und speziell für die Berechnung der Profilgrenzschichten von Turbomaschinenbeschaufelungen entwickelt worden ist. Das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa wurde für den numerischen Teil dieser Arbeit verwendet und soll deshalb mit dem implementierten Rauigkeitsmodell in Kapitel 6 näher beschrieben werden.

2.5 Schlußfolgerungen

Das Rauigkeitsproblem wird seit über 60 Jahren anhand einer Vielzahl von Strömungen untersucht. Zumeist wurden jedoch einfache Strömungen mit einer Rauigkeitssimulation durch Sandkörner oder anderen Rauigkeitselementen herangezogen, um den Einfluß der Rauigkeit auf die Strömung zu messen. Dieser Vereinfachung technischer Rauigkeiten steht die Feststellung gegenüber, daß die dreidimensionale Ausdehnung der Rauigkeit eine nicht zu vernachlässigende Rolle spielt. Den meisten Forschern ist diese Tatsache durchaus bewußt, trotzdem wird häufig versucht, die technische Rauigkeit auf eine äquivalente Sandkornrauigkeit zu normieren. Dabei wird einer umströmten rauen Oberfläche eine Sandkornrauigkeit zugeordnet, die den gleichen Einfluß auf die Strömung hat. Der Zusammenhang zwischen technischer Rauigkeit und äquivalenter Sandkornrauigkeit kann in Plattenströmungsversuchen ermittelt werden. Allerdings ist dieser Zusammenhang nur für konventionelle Herstellungsverfahren bekannt (z.B. Sörensen [5], Speidel [6], Scholz [45]), für moderne Herstellungsverfahren ist dieser Zusammenhang unbekannt. Zudem ist auch unsicher, ob eine äquivalente Sandkornrauigkeit einer Plattenströmung ohne Druckgradienten auch für eine Plattenströmung mit Druckgradienten oder bei einer Profilumströmung gilt. Es erscheint daher sehr viel sinnvoller, einen strömungsrelevanten Rauigkeitsparameter zu finden, der sowohl die Rauigkeit als auch den Strömungszustand miteinander verknüpft. Ein erster Schritt in diese Richtung ist die in der Literatur anzutreffende Bildung einer kritischen Reynoldszahl Re_{ks} , die als Längenmaß die äquivalente Sandkornrauigkeit heranzieht. Wenn diese Reynoldszahl einen Wert von $Re_{ks}=100$ überschreitet, ist ein Einfluß der Rauigkeit auf die Strömung zu vermuten. Ein Wert von $Re_{ks}=100$ ist aber nur näherungsweise bei Schaufelumströmungen gültig, da er mit Plattenversuchen ermittelt wurde. Zudem bleibt die unsichere Bestimmung der äquivalenten Sandkornrauigkeit ungelöst. In der Industrie wird mit dieser Abschätzung eine maximal zulässige Rauigkeit festgelegt, die von der Fertigungstechnik zu erfüllen ist. Da die Forderung nach immer glatteren Oberflächen vor allem im Hochdruckbereich moderner Triebwerke zu stark ansteigenden Fertigungskosten

führt, ist die genaue Festlegung einer Oberflächengüte besonders für moderne Fertigungstechniken ein entscheidender Kostenfaktor. In der vorliegenden Arbeit wird daher gezielt der Einfluß herstellungsbedingter Oberflächenrauhigkeit in den Mittelpunkt gestellt. Die Untersuchung des Einflusses der Oberflächenstrukturen bei modernen Herstellungsverfahren auf das Strömungsverhalten von Verdichtergittern soll das Verständnis der Verlustentstehung verbessern. Zudem wird damit eine Datenbasis für die Bildung eines Rauigkeitsparameters geschaffen, mit dem der Strömungseinfluß beschrieben werden kann. Die Erprobung von Rauigkeitsmodellen in der numerischen Strömungssimulation ist ein weiterer wichtiger Aspekt dieser Arbeit.

3 Versuchsaufbau am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal

Die experimentellen Untersuchungen des Rauigkeiteinflusses wurden am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal des Instituts für Strahltriebwerke durchgeführt, der die Untersuchung ebener Gitter ermöglicht. Der Windkanal ist sowohl aufgrund der aerodynamischen als auch der geometrischen Eckdaten sehr gut für die Rauigkeitsuntersuchungen an einem hochbelasteten Verdichtergitter geeignet. Die geometrischen Abmessungen ermöglichen eine leichte und vielseitige Zugänglichkeit zu dem sich um die Schaufeln des Gitters aufbauenden Strömungsfeld. Aber auch die hochgenaue Einstellung der Zuströmung ist ein wesentliches Merkmal, das den Einsatz hochauflösender Meßtechniken erlaubt. Somit ist eine detaillierte Untersuchung der Grenzschicht, in der die rauhe Oberfläche in Interaktion mit der Strömung tritt, möglich. Im folgenden werden der Gitterträger, der Windkanal sowie die eingesetzten Meßtechniken und die auf den Meßgrößen aufbauenden Auswertungen vorgestellt.

3.1 Auslegungsdaten des Verdichter-Schaufelgitters FVV-V3

Als Versuchsträger wurde ein Verdichtergitter mit Schaufeln ausgewählt, deren Profile einer NACA 65-K48 Profilform entsprechen (Hoheisel [57]). Die Beschaufelung repräsentiert den hochbelasteten Leitradnabenschnitt eines Mitteldruck-Axialverdichters und setzt sich zusammen aus einer kreisbogenförmigen Skeletlinie mit 48° Wölbung, der eine NACA 65 Dickenverteilung überlagert wird. Dieses Verdichterprofil war Gegenstand zahlreicher Untersuchungen (Bell [58], Hübner [59] und Watzlawick [60]) und liegt mit drei verschiedenen Sehnenlängen vor (60 mm, 180 mm und 220 mm). Da bei der Untersuchung des Rauigkeiteinflusses ein wichtiger Aspekt die detaillierte Messung von Strömungsgrößen in der Grenzschicht war, kam das Gitter mit der kleinsten Sehnenlänge wegen der dort vorhandenen geringen Grenzschichtdicken nicht in Frage. Die mit großen Sehnenlängen steigende räumliche Auflösung der Grenzschicht ließ zunächst die Verwendung des Gitters mit einer Sehnenlänge von 220 mm sinnvoll erscheinen. Da anhand der für diese Gitter vorhandenen Meßdaten aber ein

sehr kleiner Bereich ungestörter zweidimensionaler Strömung erkannt wurde, mußte mit Rücksicht auf die eingesetzten Meßtechniken das Gitter mit einer Sehnenlänge von 180 mm herangezogen werden. Dieses Verdichtergitter trägt die Bezeichnung FVV-V3. Die aerodynamischen Auslegungsdaten des Verdichtergitters lauten:

- Zuström-Machzahl: $Ma_1 = 0.67$
- Zuström-Reynoldszahl: $Re_1 = 450000$
- Zuströmwinkel: $\beta_1 = 132^\circ$
- Abströmwinkel: $\beta_2 = 96^\circ$

Bei einem Zuströmwinkel von $\beta_1=132^\circ$ ist bei der Profilauslegung eine negative Inzidenz von -4.5° gegenüber dem Metallwinkel von $\beta_M=136.5^\circ$ berücksichtigt worden, um eine größere Sicherheit gegen Nabenablösung zu erreichen. Die Geometrie des Verdichtergitters kann [Bild 3.1](#) entnommen werden. Die Profilkordinaten im Bitangentensystem sind aus [Tabelle 3.1](#) zu entnehmen. Bei Berücksichtigung der Teilung und der maximalen Kanalhöhe der Meßstrecke des Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanals ergibt sich für das Gitter eine Anzahl von 5 Schaufeln, deren geometrische Daten wie folgt zusammengefaßt werden können:

- Teilungsverhältnis: $t/l = 0.55$
- Staffelungswinkel: $\beta_s = 112.5^\circ$
- Dickenverhältnis: $d_{max}/l = 0.055$
- Geometrische Umlenkung: $\delta_u = 48^\circ$
- Vorderkantenradius: $r/l = 0.003$
- Hinterkantenradius: $R/l = 0.0055$

Durch Spannbacken werden die Schaufeln an ihren Enden mit dem Gitterträger verschraubt; das so aufgebaute Gitter kann dann in die Meßstrecke des Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanals eingebaut werden.

3.2 Versuchsaufbau am HGK

3.2.1 Kurzbeschreibung des HGK

Die Vergleichbarkeit verschiedener Strömungszustände ist unter Berücksichtigung verschiedener dimensionsloser Kennzahlen gewährleistet. Dabei muß zum einen die geometrische Ähnlichkeit, aber auch der Reibungs- und Dichteinfluß bei der Profilumströmung beachtet werden. Der Zähigkeitseinfluß wird durch die Reynoldszahl, der Dichteinfluß durch die

Machzahl beschrieben. Da die Reynoldszahl, die Machzahl und die Abmessung des Versuchsobjektes miteinander verknüpfte Größen sind, ist die unabhängige Variation dieser Größen nur mit einem aufwendigen Versuchsaufbau möglich. Der Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal ist einer der wenigen Windkanäle, der durch seinen speziellen Aufbau diese unabhängige Variation ermöglicht (Scholz und Hopkes [61], Sturm und Fottner [62]). Dadurch lassen sich die Messungen unter turbomaschinenähnlichen Bedingungen durchführen, und die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die realen Verhältnisse in Turbomaschinen ist gewährleistet. Die unabhängige Einstellbarkeit der Reynoldszahl von der Machzahl wird durch den Aufbau des Windkanals in einer evakuierbaren Druckkammer erreicht (Bild 3.2). Neben der Einstellung des Druckniveaus in der Druckkammer kann der Staudruck durch einen drehzahlgesteuerten Verdichter eingestellt werden. Die Ausführung des Windkanals in offener Bauart führt zu einer vollständigen Dissipation der Strömungsenergie hinter dem Gitter in der Tonne. Durch eine umfangreiche Kühleinrichtung kann die dabei entstehende Wärmeenergie abgeführt und die Temperatur in der Tonne konstant gehalten werden. Somit ist über einen langen Zeitraum der konstante Betrieb des Kanals bei einem Betriebspunkt (Machzahl, Reynoldszahl) möglich. Die wesentlichen Komponenten des Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanals (Bild 3.2) sind:

- Druckluftversorgung (Axialverdichter mit drosselabhängiger Nebenablaßeinrichtung und drehzahlsteuerbarer Antriebsanlage)
- Beruhigungsstrecke (Diffusor, Kühler, Vorkammer und Düse)
- Meßstrecke (Turbulenzzerzeuger, Zuströmkanal und Schaufelgitter)
- Druckkammer

Ein außerhalb der Tonne aufgebauter Drehstrommotor mit einer Maximalleistung von 1300kW treibt den in der Tonne stehenden sechsstufigen Axialverdichter an. Über eine hydraulische Turbokupplung, mit der die Wellenleistung des Elektromotors an den Axialverdichter übertragen wird, wird die Drehzahl des Verdichters und somit auch der Staudruck der Zuströmung zum Gitter eingestellt. Hinter dem Axialverdichter befindet sich in der Beruhigungsstrecke ein Kühler, mit dem die der Tonne zugeführte Leistung wieder abgeführt wird. Dadurch kann eine konstante Totaltemperatur in der Meßstrecke zwischen 20°C und 60°C erreicht werden. Mit dem Einbau unterschiedlicher Turbulenzsiebe in der Zuströmdüse können verschiedene Zuström-Turbulenzgrade zwischen 1% und 10% eingestellt werden. Der Aufbau der Meßstrecke aus zwei drehbaren Scheiben in Verbindung mit den in der Höhe verstellbaren Böden der Meßstrecke ermöglicht eine weite Variation des Zuströmwinkels. Der Druck in der Tonne kann über Vakuumpumpen zwischen 40hPa und 1200hPa eingestellt werden.

3.2.2 Aufbau der Meßstrecke

Der Einbau des Verdichtergitters FVV-V3 in die Meßstrecke des HGK ist in [Bild 3.3](#) dargestellt. Der Aufbau der Meßstrecke mit zwei drehbaren Scheiben zur Einstellung unterschiedlicher Zuströmwinkel wird deutlich. Die Simulation einer unendlichen Schaufelreihe sowie die Gewährleistung einer homogenen Zuströmung werden über eine Absaugvorrichtung am oberen und unteren Kanalboden erreicht, mit der die Kanalbodengrenzschicht abgesaugt wird. Die Homogenität der Zuströmung kann über statische Wanddruckbohrungen an der Seitenwand vor dem Gitter überprüft werden (Meßebene p_1). Die statische Druckverteilung der Zuströmung wird dazu mit einem Vielfachmanometer angezeigt. Die variabel einstellbare Absaugrate wird im Rahmen eines Vorversuches bestimmt. Zusätzlich kann mittels verschiebbarer Bleche, die hinter der Absaugvorrichtung montiert sind, eine weitere Feinabstimmung vorgenommen werden. Der statische Druck in der Meßebene im Gitteraustritt wird über Wanddruckbohrungen in der Seitenwand des Gitterträgers bestimmt.

Die Höhe der Meßstrecke richtet sich nach dem eingestellten Zuströmwinkel, während die Breite mit 300mm fest vorgegeben ist. Die Breite der Meßstrecke ist aufgrund der horizontalen Einbaulage der Schaufeln mit der Schaufelhöhe identisch. In der Zuströmdüse, die die Strömung von der Beruhigungsstrecke in die Meßstrecke beschleunigt, ist für alle Messungen das Turbulenzsieve VI K eingebaut, das einen Auslegungsturbulenzgrad von $Tu_1 \approx 4\%$ in der Gitterzuströmebene erzeugt (Klock et al. [63]).

3.2.3 Instrumentierung und Meßwerterfassung

Unabhängig von dem eingesetzten Versuchsträger und den verwendeten Sonder-Meßtechniken wird zur Einstellung der korrekten Zu- oder Abströmbedingungen immer auf die gleiche Instrumentierung und Meßtechnik zugegriffen, die im folgenden kurz vorgestellt werden soll. Bei einem Verdichtergitter als Versuchsträger wird der Windkanal auf die geforderten Zuströmbedingungen eingestellt. Zunächst wird die Totaltemperatur in der Beruhigungskammer hinter dem Hauptkühler über vier PT100 Widerstandsthermometer gemessen. Bei Annahme einer adiabaten Düsenströmung ist die dort gemessene Totaltemperatur $T_{t,VK}$ der Totaltemperatur in der Gittereintrittsebene T_{t1} gleichzusetzen. In Höhe der mittleren Schaufel wird eine halbe Sehnenlänge vor dem Gitter der statische Druck der Zuströmung p_1 über eine Mittelung des Druckes dreier Wanddruckbohrungen ermittelt. An der gleichen Position wird an der gegenüberliegenden Wand über eine Totaldrucksonde (Eintauchtiefe 50mm) der Totaldruck p_{t1} der Zuströmung gemessen. Diese Drücke liegen als Differenzdrücke vor, so daß mit dem Umgebungsdruck als einzigem gemessenen Absolutdruck die Bestimmung aller weiteren Absolutdrücke möglich ist. Die Zuström-Machzahl wird über die gasdynamische Beziehung

$$Ma_1 = \sqrt{\frac{2}{\kappa-1} \left[\left(\frac{p_1}{p_{\infty}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right]} \quad (3.1)$$

bestimmt. Die Berechnung der zweiten wichtigen aerodynamischen Größe zur Einstellung der Zuströmbedingungen, der Zuström-Reynoldszahl, erfolgt unter Anwendung der idealen Gasgleichung und des Energiesatzes mit Hilfe der Sutherland-Formel nach

$$Re_1 = \frac{p_1}{R_g * T_1} * \sqrt{2 * \frac{\kappa}{\kappa-1} * R_g * (T_{\infty} - T_1)} * \frac{l}{\mu_1} \quad (3.2)$$

Zunächst muß die statische Temperatur mit der gasdynamischen Beziehung

$$T_1 = \frac{T_{\infty}}{1 + \frac{\kappa-1}{2} * Ma_1^2} \quad (3.3)$$

aber auch die dynamische Viskosität mit Hilfe der Sutherland-Formel

$$\mu_1 = \frac{C_1 * T_1^{\frac{3}{2}}}{T_1 + C_2} \quad (3.4)$$

und den empirischen Konstanten $C_1 = 1.458 * 10^{-6} \text{ kg} / (\text{m} * \text{s} * \sqrt{\text{K}})$ und $C_2 = 110.4 \text{ K}$ ermittelt werden. Diese Formeln sind in die entsprechenden Meßwerterfassungsprogramme implementiert und ermöglichen so eine Überwachung der konstanten und korrekten Einstellung des Windkanals.

3.3 Messung und Auswertung der Profildruckverteilungen sowie der Nachlauftraversierungen

Zur Beurteilung der Profilumströmung sowie der Verluste im Nachlauf werden die statischen Drücke auf dem Profil sowie die Totaldrücke im Nachlauf gemessen. Da die im Nachlauf der Schaufel gemessenen Totaldrücke nur geringe Unterschiede zwischen der glatten und der rauen Schaufel erwarten lassen, mußte nach einem Verfahren gesucht werden, diese geringen Unterschiede meßtechnisch zu erfassen. Der vielversprechendste Ansatz war dabei die Aufteilung der im Gitterverbund mittleren Schaufel in eine glatte und eine rauhe Hälfte. Eine Voraussetzung für diese Aufteilung ist ein ausreichend großer von Sekundärströmungen unbeeinflußter Bereich im Mittelschnitt der Schaufel. Aus diesem Grund wurde das Verdichtergitter FVV-V3 ausgewählt, da bei diesem Gitter diese Voraussetzung erfüllt ist

(Hübner [59]). Die Aufteilung der Meßschaufel in eine rauhe und eine glatte Hälfte ermöglicht den Einsatz zweier Pitot-Sonden im Nachlauf der Schaufel (Leipold und Fottner [7], Leipold [64]). Beide Sonden werden über einen Sondenarm gehalten und werden so positioniert, daß sie auf dieselbe Umfangskoordinate ausgerichtet sind (Bild 3.4). Eine Sonde befindet sich bei den Messungen hinter der glatten Schaufelhälfte, die andere hinter der rauen Schaufelhälfte. Beide Sonden werden durch diesen Aufbau gleichzeitig hinter der Meßschaufel um eine Gitterteilung traversiert. Dabei wird zum einen die Druckdifferenz zwischen der Pitot-Sonde, die sich hinter der glatten Schaufel befindet, zum Totaldruck der Zuströmung ermittelt, zum anderen wird gleichzeitig die Totaldruckdifferenz zwischen den beiden Pitot-Sonden gemessen. Dadurch kann die Totaldruckdifferenz im Nachlauf zwischen der glatten und der rauen Schaufel mit einem entsprechend genauen Druckaufnehmer aufgenommen werden. Der Meßebenenabstand ist für alle Messungen gleich und beträgt $e_M/l=0.4$. Da die eingesetzten Pitot-Sonden keine Strömungswinkelbestimmung erlauben, wird das Traversiersystem auf den von früheren Messungen bekannten Abströmwinkel ($\beta_2=96^\circ$) eingestellt. Wie anhand von Messungen an einer Freistrahlg-Kalibrierdüse nachgewiesen werden konnte, wird der anliegende Totaldruck der Sonden in einem Fehlanströmwinkelbereich von $\pm 15^\circ$ mit einer Genauigkeit von 0.05% bestimmt (Bild 3.5).

Zur Messung der statischen Drücke auf der Profilkontur sind in die Meßschaufel insgesamt 42 statische Druckbohrungen eingebracht. Die Anordnung der Bohrungen folgt dabei der Aufteilung der Schaufel in eine glatte und in eine rauhe Hälfte. So sind sowohl auf der glatten als auch auf der rauen Hälfte der Schaufel jeweils 8 Bohrungen auf der Druckseite und 13 Bohrungen auf der Saugseite angebracht worden. Die genauen Positionen der Druckmeßstellen, sowie deren Koordinaten im Bitangentensystem können Bild 3.6 und Tabelle 3.2 entnommen werden. Der Abstand der Bohrungen zum Mittelschnitt von 40 mm wurde so gewählt, daß eine Beeinflussung der Druckverteilung durch Sekundärströmungen ausgeschlossen werden kann.

Die Steuerung der Nachlauf- und Profildruckverteilungsmessungen sowie die Erfassung der Meßwerte und deren Auswertung erfolgt mit einer erweiterten Version des Programmsystems Win-PANDA (Programm zur Automatisierung von Nachlauf- und Druckverteilungsmessungen incl. Auswertung, siehe Ganzert [65] sowie Ganzert und Fottner [66]), das die Nachlaufmessung und Auswertung mit zwei Totaldrucksonden ermöglicht. Die Meßgeräte zur Aufnahme der Drücke und Temperaturen werden dabei über einen IEEE-Bus angesprochen. Der umfangreiche Geräteaufbau kann Bild 3.7 entnommen werden. Die Messung der statischen Profildrücke erfolgt mit einem Scanivalve-System, mit dem bis zu 196 Drücke gemessen werden können. Alle anderen Drücke werden mit einem Differenzdruckmeßsystem (DPT6400) aufgenommen. Im folgenden werden die für die Nachlauf- und Profildruckverteilungsmessungen benötigten Meßwerte und die darauf aufbauende Auswertung vorgestellt.

3.3.1 Auswertung der Profildruckverteilungen

Zur Bestimmung der isentropen Profil-Machzahlen werden mit Hilfe des Scanivalve-Systems folgende Differenz-Drücke gemessen:

$p_x - p_1$ örtl. Druckdifferenz gegenüber statischem Druck der Zuströmung
 $p_{t1} - p_1$ Staudruck der Zuströmung

Diese Druckdifferenzen werden zur Bestimmung der dimensionslosen Druckbeiwerte $c_{p,x}$ und der isentropen Profil-Machzahlen herangezogen:

$$c_{p_{t1},x} = \frac{p_x - p_1}{p_{t1} - p_1} \quad (3.5)$$

$$Ma_{is} = \sqrt{\frac{2}{\kappa-1} * \left[\left(\frac{p_{t1}}{p_x} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right]} \quad (3.6)$$

Bei einer Auftragung der isentropen Machzahl über die dimensionslose Sehnenlänge kann die Strömung um das Profil beurteilt und analysiert werden. So macht sich eine laminare Ablöseblase durch ein Plateau in der isentropen Profil-Machzahlverteilung bemerkbar, aber auch eine turbulente Ablösung ohne Wiederanlegen kann durch einen waagrechten Verlauf der Verteilung erkannt werden. Unter der Annahme einer verlustfreien Außenströmung und der klassischen Grenzschichttheorie kann die isentrope Profil-Machzahl mit der Machzahl am Grenzschichtrand gleichgesetzt werden. Dies spielt insbesondere bei der Anwendung eines Grenzschicht-Rechenverfahrens eine wichtige Rolle.

3.3.2 Auswertung der Doppel-Pitot Messungen

Die zwei auf einen Strömungswinkel von $\beta_2=96^\circ$ ausgerichteten Totaldrucksonden werden hinter dem Schaufelgitter in der Austrittsmeßebene $e_M/l=0.4$ schrittweise um eine Teilung traversiert. Dabei werden folgende Größen aufgenommen:

u	Traversierkoordinate bei Nachlaufmessungen parallel zur Gitteraustrittsebene (bezogen auf eine Schaufelhinterkante)
$T_{t,vk}$	Totaltemperatur der Düsenvorkammer
$p_{Umg,u}$	statischer Druck der Umgebung außerhalb der Tonne, gemessen zum Zeitpunkt der Traversierposition u

$(p_{Umg} - p_1)_u$	statische Druckdifferenz (statischer Druck der Zuströmung gegen Umgebungsdruck außerhalb der Tonne), gemessen zum Zeitpunkt der Traversierposition u
$(\Delta p_{t,u})_{glatt} = (p_{t1} - p_{t2})_u$	Totaldruckdifferenz (Gitterein-, austritt), im glatten Bereich gemessen an der Traversierposition u
$(p_{t2,glatt} - p_{t2,rauh})_u$	Totaldruck-Differenz zwischen dem Nachlauf der glatten und der rauen Schaufel an der Traversierposition u
$q_{t,u} = (p_{t1} - p_1)_u$	Staudruck am Gittereintritt, gemessen zum Zeitpunkt der Traversierposition u
$(p_1 - p_2)_u$	statische Druckdifferenz zwischen Gitterein-, austritt zum Zeitpunkt der Traversierposition u

Aus den Nachlaufmeßgrößen werden die integralen Größen der Schaufelgitterströmung bestimmt, wobei unter Anwendung der Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie auf die in [Bild 3.8](#) eingezeichnete Kontrollfläche die Größen der homogenen Abströmung (p_2 , p_{t2} , ρ_2 , w_2) bestimmt werden (Amecke [67]). Mit der Annahme, daß die Homogenisierung der Strömung adiabat und zweidimensional erfolgt, kann die Kontinuitätsgleichung wie folgt aufgestellt werden:

$$\frac{1}{t} \int_0^t \rho_{2,u} * w_{2,u} * \sin \beta_{2,u} * du = \rho_2 * w_2 * \sin \beta_2. \quad (3.7)$$

Der Impulssatz normal zur Gitterfront lautet dann:

$$\frac{1}{t} \int_0^t (\rho_{2,u} * w_{2,u}^2 * \sin^2 \beta_{2,u} + p_{2,u}) * du = \rho_2 * w_2^2 * \sin^2 \beta_2 + p_2 \quad (3.8)$$

sowie parallel zur Gitterfront:

$$\frac{1}{t} \int_0^t \rho_{2,u} * w_{2,u}^2 * \sin \beta_{2,u} * \cos \beta_{2,u} * du = \rho * w_2 * \sin \beta_2 * \cos \beta_2. \quad (3.9)$$

Beim Aufstellen der Impulsgleichungen wird angenommen, daß die Reibungs- und Turbulenzanteile der Normal- und Tangentialspannungen klein im Vergleich zu Druck- und Impulskräften sind. Aus den Größen der homogenen Abströmung wird der Totaldruckverlustbeiwert der glatten Schaufel abgeleitet:

$$\omega_s = \frac{p_{t1} - p_{t2}}{p_{t1} - p_1}. \quad (3.10)$$

Zur Bestimmung des Rauigkeitseinflusses wird der Zusatztotaldruckverlustbeiwert gebildet:

$$\Delta\omega = \frac{p_{t2,rau\bar{h}} - p_{t2,glatt}}{p_{t1} - p_1}. \quad (3.11)$$

Aus der Addition des Totaldruckverlustbeiwertes der glatten Schaufel mit diesem Zusatztotaldruckverlustbeiwert ergibt sich der Totaldruckverlustbeiwert der rauen Schaufel:

$$\omega_r = \omega_g + \Delta\omega. \quad (3.12)$$

Da kleine Totaldruckinhomogenitäten in Schaufelhöhenrichtung und somit in Schaufelhöhenrichtung auftretende Totaldruckdifferenzen im Nachlauf der Meßschaufel die Meßergebnisse verfälschen würden, ist der Nachlauf einer beidseitig glatten Schaufel mit Hilfe der beiden Pitot-Sonden in allen Betriebspunkten gemessen worden. Die so gemessenen Totaldruckdifferenzen zwischen den Nachläufen der beiden glatten Schaufelhälften geben die Inhomogenitäten in der Verteilung des Totaldrucks wieder, die durch den Kanal erzeugt werden. Diese Totaldruckdifferenzen werden von den Ergebnissen der Messung an der rauen Schaufel für jeden Betriebspunkt abgezogen. Damit wird der Kanaleinfluß aus den Messungen entfernt.

3.4 Bestimmung der Grenzschichtprofile mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik

Neben der Bestimmung der Totaldruckverluste und der isentropen Profil-Machzahlen ist eine detaillierte Untersuchung der Grenzschicht von besonderem Interesse, da dort die Interaktion der Rauigkeit mit der Strömung stattfindet. Für die Bestimmung der Geschwindigkeiten in der Grenzschicht wurde die Laser-2-Fokus-Meßtechnik eingesetzt, die sich wegen des berührungslosen Meßprinzips und des geringen Meßvolumens besonders gut für den Einsatz in Strömungsgebieten hoher Geschwindigkeitsgradienten normal zur Hauptstromrichtung und in Bereichen mit starken Beschleunigungen eignet. Das bereits am HGK aufgebaute und mehrfach eingesetzte Laser-2-Fokus System (Beeck [68], Ardey [69]) wurde auf ein PC-gestütztes System umgebaut, um eine automatisierte Messung an vorgegebenen Traversierkoordinaten sowie eine einfache Weiterverarbeitung der Meßwerte zu ermöglichen (Leipold [70]). Im folgenden soll zunächst das Meßprinzip sowie das von der Firma Polytec aufgebaute System erläutert werden. Danach wird die Bestimmung der integralen Grenzschichtgrößen vorgestellt.

3.4.1 Aufbau der Laser-2-Fokus-Meßtechnik

Das Meßprinzip der Laser-2-Fokus-Meßtechnik beruht auf dem Lichtschränkenprinzip (Schodl [71]). Dazu werden zwei stark fokussierte parallele Lichtstrahlen erzeugt, die als

Lichtschranke wirken. Das Laser-2-Fokus-Verfahren registriert die Geschwindigkeit sehr kleiner Partikel, die in der zu untersuchenden Strömung vorhanden sein müssen. Für die Messung wird das Streulicht genutzt, das diese Partikel aussenden, wenn sie von einer Lichtquelle angestrahlt werden (Mies'sche Streuung). Die Größe der Partikel liegt dabei im Bereich der Lichtwellenlänge (ca. $0.5\mu\text{m}$). Bei geeigneter Auswahl der Partikel (Dichte) folgen diese der Strömung so gut, daß selbst bei großen Beschleunigungen von der Übereinstimmung von Partikel- und Strömungsgeschwindigkeit ausgegangen werden kann. Für den Einsatz am HGK wird ein Partikelgenerator der Firma Pallas verwendet, der eine gesundheitlich unbedenkliche Aerosolflüssigkeit (Di-Ethyl-Hexyl-Sebacinsäure-Ester) unter Druckluft zerstäubt.

Um das Strömungsgeschehen mit Hilfe der Laser-2-Fokus-Meßtechnik erfassen zu können, muß ein optischer Zugang zur Strömung gewährleistet werden. Zu diesem Zweck kann in eine Seitenwand des Gitterträgers ein optisch hochwertiges Fenster eingesetzt werden (Bild 3.3). Das Laserfenster besitzt folgende optische Eigenschaften:

Material:	BK7
Ebenheit:	$\lambda/4$
Parallelität:	Keilwinkel < 1 arcmin
Restreflexion:	< 0.25% durch eine beidseitige Antireflex-Beschichtung für 514 nm

Der schematische Aufbau der Laser-2-Fokus-Meßtechnik kann Bild 3.9 entnommen werden. Ein Laserstrahl trifft auf ein Rochonprisma, das ihn in zwei gleich intensive, in sich parallele Strahlen aufspaltet. Da sich der Brennpunkt der folgenden Linse im Teilungspunkt befindet, verlassen beide Strahlen die Linse parallel zueinander und werden jeweils in der zweiten Brennebene fokussiert. Vom inneren Teil des nachfolgenden Linsensystems werden dann die beiden Strahlen auf das Meßvolumen übertragen, das sich im ausgewählten Bereich des Strömungsfeldes befindet. Dabei haben die beiden Foki einen Abstand von $168\mu\text{m}$ bei einer Größe der Foki von $8\mu\text{m}$. Durch das kleine Meßvolumen kann zum einen in Strömungen mit großen Geschwindigkeitsgradienten als auch in unmittelbarer Wandnähe gemessen werden. Partikel, die in diesem Bereich die beiden Foki durchfliegen, senden zwei aufeinander folgende Streulichtimpulse aus, deren rückwärts gestreuter Anteil von dem äußeren Bereich des Linsensystems aufgenommen wird. Die Streulichtimpulse werden über einen Umlenkspiegel sowie eine Ausblendeinrichtung auf zwei Photomultiplier gelenkt, die jeweils einem Fokus im Meßvolumen zugeordnet sind. Die Ausblendeinrichtung soll die an den Kanalwänden durch Reflexion der Laserstrahlen entstehende Hintergrundstrahlung auf ein Minimum reduzieren. Die gesamte Optik ist in einem optischen Kopf untergebracht, der auf ein eigenes Traversiersystem montiert ist. Da der verwendete Laser auf Druckschwankungen empfindlich reagieren würde, ist er außerhalb der Tonne aufgebaut. Das Laser-Licht wird über einen Lichtwellenleiter durch die Tonnenwand zu dem optischen Kopf geführt. Bei dem verwendeten Laser handelt es sich um einen Argon-Ionen Laser, der Licht mit einer Wellenlänge von 514nm und

einer maximalen Dauerleistung von 1.5 Watt emittiert. Durchfliegt ein Partikel beide Foki, so ist der zeitliche Abstand zwischen den beiden Streulichtimpulsen, die durch die Photomultiplier registriert werden, bei bekanntem Abstand der beiden Foki ein Maß für die Geschwindigkeit des Partikels in der Ebene senkrecht zur Strahlachse. Man erhält aber nur dann zwei zugeordnete Impulse, wenn die Ebene, die durch die beiden Strahlen aufgespannt wird, in etwa parallel zur Strömungsrichtung ausgerichtet ist. In turbulenten Strömungen ändert sich jedoch fortwährend der Betrag und die Richtung des momentanen Geschwindigkeitsvektors. Die Strömungsgrößen werden daher üblicherweise als Mittelwerte und Schwankungsbreiten angegeben. Aus diesem Grund und um eine Winkelinformation zu erhalten, wird die durch die beiden Foki aufgespannte Strahlebene im Bereich der mittleren Strömungsrichtung in verschiedene Winkelstellungen gedreht, und in jeder Stellung werden einige tausend Flugzeitmessungen durchgeführt. Diese Drehung der Strahlebene erfolgt durch Verdrehen des Rochonprismas. Diese Meßdaten können als zweidimensionale Häufigkeitsverteilung dargestellt werden ([Bild 3.10](#)). Mit einer statistischen Methode werden dann Fehlmessungen getrennt. Fehlmessungen, die entstehen wenn zwei von korrekten Flugzeitmessungen getrennt. Fehlmessungen, die entstehen wenn zwei verschiedene Partikel das Start- und Stoppsignal für den Zeitmeßvorgang auslösen, zeigen sich in der statistischen Darstellung als konstanter Offset und können so erkannt und abgezogen werden.

Die Meßwerterfassung, Auswertung und Traversierung wird von einem PC (Pentium 133) gesteuert und durchgeführt. Während der Messung in einem Meßpunkt werden die statistischen Verteilungen des Geschwindigkeitsvektors der unterschiedlichen Winkelpositionen online dargestellt. Dadurch kann schon während der Messung festgestellt werden, ob sinnvolle Häufigkeitsverteilungen gemessen werden. Nach dem Abspeichern der Meßergebnisse verfährt der Rechner den optischen Kopf zum nächsten Meßpunkt, der in einer Datei vorgegeben ist, um dort die nächste Messung zu starten. Nachdem alle in der Traversierdatei angegebenen Meßpunkte angefahren und alle Messungen durchgeführt wurden, werden die Ergebnisse der Messungen in den einzelnen Punkten zusammen mit den Koordinaten abgespeichert.

Folgende Größen werden dabei gespeichert:

x, y, z	Traversierkoordinaten
w	Betrag des Geschwindigkeitsvektors
β	Strömungswinkel
T_{u_p}, T_{u_v}	paralleler und vertikaler Turbulenzgrad

Diese Daten stehen somit einer nachträglichen Auswertung zur Verfügung. Speziell für die Untersuchung von Grenzschichten wurden die Ergebnisse der Laser-2-Fokus Meßtechnik, wie im folgenden erläutert wird, zusätzlich ausgewertet.

3.4.2 Auswertung der Laser-2-Fokus Messungen

Für die Untersuchung der Grenzschichtentwicklung wurden für ausgewählte Positionen auf der Saugseite des Profils Traversierdateien erzeugt, in denen die Koordinaten eines Meßstrahls abgelegt wurden. Diese Meßstrahlen stehen senkrecht auf dem Profil; die Lage der einzelnen Positionen kann Bild 3.11 entnommen werden. Die einzelnen Traversierstrahlen sind aus bis zu 30 Meßpositionen aufgebaut, deren Abstand zur Schaufeloberfläche hin bis auf 0.1mm verdichtet wird. Die genaue Lage der Schaufeloberfläche wird während der Messung bestimmt und in ein Meßprotokoll zusammen mit anderen Daten eingetragen. Begonnen wird mit der Traversierung in der Freiströmung, das Meßvolumen wird dann den Traversierpositionen folgend zur Wand hin bewegt. Sobald das Meßvolumen die Wand berührt, treten hohe Reflexionen auf, die sich in starken Pulsen der Photomultiplier bemerkbar machen. Die Koordinaten, bei denen diese Pulse auftreten, werden in das Meßprotokoll übertragen und sind für die weitere Auswertung notwendig. Die Lage der Wand wird so mit einer Genauigkeit von ca. 0.1mm, entsprechend der Auflösung der Traversierpositionen in Wandnähe, festgelegt. Nach der Messung eines Meßstrahls stehen die ermittelten Größen der Strömung mit den zugehörigen Koordinaten zur Verfügung. Damit können die gemessenen Geschwindigkeiten über dem Wandabstand dargestellt werden (Bild 3.12). Die gemessenen Werte werden dann über einen gewichteten Spline interpoliert, um anhand dieser Interpolation die folgenden Grenzschichtgrößen bestimmen zu können:

$$\delta = \eta \left(\frac{W}{W_{\max}} = 0.99 \right) \quad (3.13)$$

$$\delta_1 = \int_0^\delta \left(1 - \frac{\rho * W}{(\rho * W)_\delta} \right) d\eta \quad (3.13)$$

$$\delta_2 = \int_0^\delta \frac{\rho * W}{(\rho * W)_\delta} \left(1 - \frac{W}{W_\delta} \right) d\eta \quad (3.14)$$

$$H_{12} = \frac{\delta_1}{\delta_2} \quad (3.15)$$

$$C_f = 2 \frac{\tau_w}{\rho_\delta * W_\delta^2} \quad (3.16)$$

Die Wandschubspannung wird über die Beziehung

$$\tau_w = \mu \frac{dW}{d\eta} \quad (3.17)$$

berechnet. Die zur Bestimmung der kompressiblen Grenzschichtgrößen notwendige lokale Dichte in der Grenzschicht kann unter Ansatz der entsprechenden gasdynamischen Beziehungen mit der Annahme einer konstanten Totaltemperatur und eines konstanten statischen Druckes in der Grenzschicht über die Laval-Zahl ermittelt werden. Mit Hilfe dieser Grenzschichtgrößen können dann Aussagen über die Entwicklung und den Charakter der Grenzschicht auf der Saugseite getroffen werden.

3.5 Bestimmung der Turbulenz in der Grenzschicht mit der 1-D Hitzdraht-Meßtechnik

Die Bestimmung der Schwankungsgrößen ist prinzipiell auch mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik möglich. Aufgrund des statistischen Meßprinzips ist sie jedoch besonders in Wandnähe mit großen Unsicherheiten behaftet. Deshalb wurde die eindimensionale Hitzdraht-Meßtechnik eingesetzt, die sich zur Bestimmung des Turbulenzgrades besonders gut eignet. Im Gegensatz zur Laser-2-Fokus-Meßtechnik muß für die eindimensionale Hitzdraht-Meßtechnik eine Sonde in die Strömung eingebracht werden. Eine Strömungsbeeinflussung ist besonders in unmittelbarer Wandnähe sowie im Bereich einer laminaren oder turbulenten Ablösung nicht auszuschließen. Die Störung der Strömung wird durch den Einsatz einer speziell für Grenzschichtuntersuchungen geeigneten Hitzdrahtsonde (Dantec 55P15) soweit wie möglich reduziert. Aufgrund der geometrischen Abmessungen der Meßstrecke des HGK und des eingesetzten Sondenarms konnte nicht stromauf einer Position $x/l=0.56$ gemessen werden. Die Positionen auf der Saugseite des Profils, die mit der eindimensionalen Hitzdraht-Meßtechnik untersucht wurden, können Bild 3.11 entnommen werden. Pro Traversierstrahl wurden 20 Meßpunkte aufgenommen, die äquidistant zueinander angeordnet waren.

3.5.1 Aufbau der 1-D Hitzdraht-Meßtechnik

Die Heißföhler-Anemometrie basiert auf der Temperaturänderung eines elektrisch erhitzen Sensors bei Veränderung des Anström- und damit des Kühlungszustandes. Als Sensoren können dünne Drähte oder mit Nickel bedampfte Quarzstäbe dienen. Der elektrische Sondenwiderstand ist dabei Teil einer Wheatstone'schen Brückenschaltung, die bei Änderung des Fühlerwiderstandes verstimmt ist. Der Ausgleich der Verstimmung sorgt innerhalb eines elektrischen Regelkreises für eine Kompensation der Temperaturänderung, so daß die Fühler-temperatur konstant gehalten wird. Die induzierte Ausgangsspannung des Konstant-Temperatur-Anemometers dient als Maß für die Strömungsgeschwindigkeit und deren Schwankung. Die Messung und Auswertung des Hitzdraht-Signals wurde von dem neu aufgebauten Streamline System der Fa. Dantec (siehe auch Brunner et al. [72]) übernommen (Bild 3.13). Die

Traversierung der Sonde wurde von diesem System getrennt und von einer Workstation übernommen.

3.5.2 Auswertung der 1-D Hitzdraht Messungen

Vor jeder Messung muß die Sonde kalibriert werden, um einen Zusammenhang zwischen der am Anemometer anliegenden Spannung und der Strömungsgeschwindigkeit an der Sonde zu erhalten. Erst wenn dieser Zusammenhang bekannt ist, ist eine Auswertung der Signale möglich. Da sich dieser Zusammenhang durch eine Steigerung der Kühlwirkung der Strömung bei steigender Strömungsgeschwindigkeit und einer daraus folgenden Spannungserhöhung am Sensor zur Temperaturkompensation ergibt, ist eine Kalibrierung bei unterschiedlichen statischen Drücken notwendig, da die Dichte des Strömungsfluides die Wärmeaufnahme des Fluides beeinflußt. Die für die Kalibrierung benötigten Strömungsdaten werden durch ein Kanalmonitoring zur Verfügung gestellt, bei dem die dafür notwendigen Drücke und Temperaturen abgefragt werden. In der Meßstrecke des HGK ist bei einer Kalibrierung kein Gitter eingebaut. Die Strömungsdaten werden auf den Steuerrechner des Streamline-Systems übertragen, der die Kalibrierung der Sonde durchführt. Sobald die Sonde für alle erforderlichen Druckniveaus kalibriert ist, kann mit den eigentlichen Messungen begonnen werden. Nach der Messung werden die Spannungswerte des Anemometers mit Hilfe der Kalibrierkurven in einen Geschwindigkeitswert umgewandelt. In einem weiteren Schritt wird das zeitlich aufgelöste Signal der Anemometer in einen Mittelwert und eine Schwankungsbreite zerlegt. Der Mittelwert stellt dann eine mittlere Strömungsgeschwindigkeit, die Schwankungsbreite ein Maß für die Turbulenz der Strömung dar. Die lokale Schwankungsbreite der Geschwindigkeit wird auf die Geschwindigkeit in der Freiströmung bezogen, um den Turbulenzgrad Tu_5 zu ermitteln, dessen Bestimmung hier im Vordergrund stand.

$$Tu_5 = \frac{\sqrt{w_{lok}^2}}{w_5} (x/l) \quad (3.18)$$

3.6 Bestimmung des Zuström turbulenzgrades

Mit dem gleichen Meßprinzip wie bei der Bestimmung der Turbulenz in der Grenzschicht (Tu_5) wird der Zuström turbulenzgrad Tu_1 bestimmt. Der Meßaufbau ist dabei jedoch ein anderer (Bild 3.14) und soll kurz erläutert werden. Ungefähr 500mm vor der Gittereintrittsebene kann eine Heißfilmsonde mit einem Traversiergerät in die Strömung gefahren werden. Die Heißfilmsonde besteht aus einem 200 μ m dicken Quarzstab, der mit Nickel bedampft ist und parallel zu den Schaufeln ausgerichtet ist. Die Sonde wird durch ein Konstant-Temperatur-Anemometer überhitzt, an dessen Ausgang sich ein Polynomlinearisator

anschließt. Der nicht lineare Zusammenhang zwischen der Strömungsgeschwindigkeit und der Anemometerausgangsspannung wird so linearisiert. Die hochfrequenten Rauschanteile des Signals werden anschließend durch ein Tiefpaßfilter mit einer Eckfrequenz von 20kHz unterdrückt. Durch zwei integrierende Digitalvoltmeter kann der Gleichspannungs- und der Effektivwert des linearisierten Signals ermittelt werden, aus denen bei Annahme einer isotropen Turbulenzstruktur der Turbulenzgrad der Zuströmung bestimmt wird:

$$Tu_1 = \frac{\sqrt{w_1^2}}{W_1} = \frac{E_{lin,RMS}}{E_{lin,M}}. \quad (3.19)$$

Die Berechnung der am Polynomlinearisator einzustellenden Koeffizienten erfolgt über ein Druckkorrekturverfahren (Holthausen [73]) aus einer zuvor ermittelten Kalibrierkurvenschar für den jeweiligen statischen Druck der Zuströmung.

4 Messung und Übertragung der Rauhigkeiten moderner Herstellungsverfahren

Ziel der hier vorgestellten Arbeiten ist nicht die Untersuchung des Rauigkeitseinflusses auf die Strömung durch ein Verdichtergitter bei einer Rauigkeitssimulation durch mathematisch beschreibbare Rauigkeitselemente, die nach einem Verteilungsmuster auf der Oberfläche angeordnet sind, oder durch Sandkörner, die auf die Schaufel aufgeklebt werden. Ein Zusammenhang zwischen der Rauigkeitssimulation und der tatsächlichen Rauigkeit ist zumeist unbekannt. Vielmehr soll die Rauigkeit einer Verdichterschaufel, die durch ein modernes Fertigungsverfahren hergestellt wurde, auf die Modellverdichterschaufel unter Beibehaltung der geometrischen Ähnlichkeit übertragen werden. Dabei soll die dreidimensionale Topologie der Oberfläche berücksichtigt werden. Nur dadurch ist eine sinnvolle Untersuchung des Strömungseinflusses von technischen Rauigkeiten gewährleistet. Der erste Schritt ist somit die Auswahl eines geeigneten Meßverfahrens zur Bestimmung der dreidimensionalen Oberflächenstruktur. Es existieren eine Vielzahl von Rauigkeits-Meßsystemen (Thomas [74]), einige dieser Verfahren sollen kurz erläutert und deren Vor- und Nachteile dargestellt werden.

Tastschnitverfahren (Turel [4], Swissstool [75], Kohlhage [76]):

Bei diesem Verfahren wird ein Stylus mit einem kleinen Spitzenradius ($\approx 5\mu\text{m}$) mit einer konstanten Geschwindigkeit über die Oberfläche gezogen. Die Auslenkung des Stylus wird gemessen, bei bekannter Verfahrgeschwindigkeit ergibt sich daraus ein Profilschnitt der Oberfläche. Zu den Vorteilen gehören der relativ geringe Anschaffungspreis, die einfache Handhabung sowie die Tatsache, daß dieses System in der Industrie sehr weit verbreitet ist. Nachteilig ist die zumeist mit einer Messung verbundene Beeinträchtigung der Oberfläche durch einen vom Stylus erzeugten, je nach Anpressdruck unterschiedlich tiefen Kratzer. Zudem ist nur

eine 2-dimensionale Messung möglich, quasi 3-dimensionale Messungen sind durch eine dichte Staffelung paralleler Schnitte prinzipiell möglich, aber entsprechend zeitaufwendig.

Pneumatische Verfahren (Thomas [74]):

Eine mit Luft durchströmte Düse unterschiedlichen Querschnittes wird auf die zu untersuchende Oberfläche gedrückt. Der Druckabfall in der Düse ist ein Maß für den zwischen Düse und Oberfläche austretenden Massenstrom. Unter gewissen Voraussetzungen wird die durchströmte Fläche durch das Rauhigkeitsprofil der Oberfläche festgelegt. Der Aufbau dieser Meßtechnik ist sehr einfach und billig. Aber auch mit dieser Meßtechnik läßt sich nur ein integraler Rauhigkeitsparameter bestimmen. Zudem sind größere Meßfehler zu erwarten.

Streulichtverfahren (Brodmann et al. [77], Ahlers [78], Zehender [79], Murray [80]):

Die räumliche Verteilung des Streulichtes einer Oberfläche, die von einer Lichtquelle angestrahlt wird, dient hier als Maß für die Rauhigkeit. Ein Vorteil ist sicher die schnelle Erfassung eines integralen Rauhigkeitsparameters, der diese Technik vor allem für die Prozeßüberwachung sinnvoll erscheinen läßt. Nachteilig ist dabei die Tatsache, daß schon eine Änderung der Materialien eine Veränderung der Meßgröße bewirkt. Zudem werden keine räumlich aufgelösten Informationen über die Oberfläche bestimmt; Ergebnis ist ein statistischer optischer Parameter, der nur bedingt auf einen Rauhigkeitskennwert zurückzuführen ist.

Streifenprojektion (Schindler [81], Fraunhofer-Gesellschaft [82]):

Die Projektion eines Streifenmusters auf eine Oberfläche läßt bei einer Aufnahme des Streifenmusters mit einer CCD Kamera und einer Auswertung des Bildes eine Aussage über die quasi dreidimensionale Topologie der Oberfläche zu. Vorteilhaft ist der relativ einfache Aufbau sowie ein breites Anwendungsspektrum, da auch die Formmessung mit diesem System möglich ist. Nachteilig ist die hohe Meßgenauigkeit bei der Messung von Oberflächenrauhigkeit, da dieses System sich eher für Formmessungen eignet. Eine echte dreidimensionale Bestimmung der Oberflächen-Topologie ist ebenfalls nur eingeschränkt möglich.

Interferometer (Zehender [79], Spur et al. [83], Spur et al. [84]):

Bei dieser Meßtechnik werden zwei kohärente Lichtstrahlen erzeugt, von denen einer auf eine glatte Referenzfläche, der andere auf die zu untersuchende Probe geleitet wird. Nach der Reflexion werden die beiden Strahlen zusammengeführt und bilden ein Interferenzmuster. Anhand dieses Interferenzbildes kann die dreidimensionale Topologie der Oberfläche berechnet werden. Vorteilhaft ist die dreidimensionale Messung der Oberfläche sowie die Möglichkeit eine Vielzahl von Rauhigkeitsparametern zu bestimmen, nachteilig sind die hohen Anschaffungskosten des Meßsystems.

Es existieren eine Vielzahl weiterer Meßsysteme, deren Meßprinzip zum Teil auf einem der oben genannten basiert. Da besonders die dreidimensionale Messung der Oberfläche im Vordergrund stand, wurde im Rahmen dieser Arbeit das Prinzip der Weißlichtinterferometrie als erfolgversprechend angesehen. Während der letzten Jahre hat sich besonders die sogenannte scannende Weißlichtinterferometrie weiterentwickelt und ist als kommerzielles System von verschiedenen Anbietern zu erhalten, von denen das der Fa. Zygö hier zur Anwendung kam.

4.1 Meßtechnik und Auswertung

Das schon kurz erläuterte Meßprinzip der Weißlichtinterferometrie soll nun etwas detaillierter anhand des Meßsystems der Fa. Zygö vorgestellt werden. Das Meßprinzip ist schematisch in Bild 4.1 dargestellt. Das von einer Weißlichtquelle ausgesendete Licht wird in zwei Strahlen aufgeteilt. Ein Strahl wird auf eine glatte Referenzfläche geleitet, der andere auf die zu untersuchende Probe. Beide Strahlen werden reflektiert und wieder zusammengeführt. Dadurch entsteht ein Interferenzmuster, das mit einer CCD Kamera aufgenommen wird. Wenn die optische Weglängendifferenz zwischen der Referenzfläche und der Probe über Piezostellelemente verändert wird, durchläuft das Interferenzmuster die Probenoberfläche in Höhenrichtung. Die Probe wird somit in Höhenrichtung 'gescanned'. Durch die Verwendung von Weißlicht mit einer endlichen Kohärenzlänge überlagert sich dem Interferenzmuster eine Gauß'sche Helligkeitsverteilung. Erst dadurch ist auch die Untersuchung von Proben mit nicht kontinuierlichen Höhenverläufen möglich. Die optische Weglängendifferenz wird kontinuierlich um einen Wert, der mindestens der maximalen Rauhigkeitshöhe entsprechen muß, verändert. Der maximale Verstellweg von 100 μm der Piezoelemente entspricht somit der maximal meßbaren Rauhigkeitshöhe. Bei dem hier verwendeten System wird die Referenzfläche mit Piezostellelementen entlang der optischen Achse traversiert. Meßsysteme anderer Hersteller verfahren im Gegensatz dazu die Probe; dies führt aber zu einer Beschränkung des Probengewichts auf ca. 1.5 kg, das von einigen der hier untersuchten Schaufeln überstiegen wird. Während der kontinuierlichen Verstellung der Piezoelemente wird das sich verändernde Interferenzmuster mit der CCD-Kamera aufgenommen. Aus den Bildern wird dann die dreidimensionale Topologie der Oberfläche berechnet.

Der Aufbau des scannenden Weißlichtinterferometers der Fa. ZYGO ist in Bild 4.2 schematisch dargestellt. Der Aufbau besteht aus einem luftgelagerten, schwingungsdämpfenden Tisch, auf dem die Optik aufgebaut ist. Die Kontrolleinheit der Piezos und die CCD Kamera werden von einem PC aus angesprochen, der zusammen mit einem Videomonitor auf einem separaten Tisch plaziert ist. Durch den Einsatz verschiedener Objektive am Mikroskop können unterschiedlich große Meßfelder untersucht werden. Die Steuerung und Auswertung der Messungen erfolgt mit dem Softwarepaket MetroProTM. Dabei läßt sich diese Software optimal für die vorgesehene Meßaufgabe abstimmen (MetroProTM Manual [85]). Eine Vielzahl

von Rauigkeitsparametern und Auswertealgorithmen lassen sich nach Bedarf auf der grafischen Benutzeroberfläche anordnen.

Die Rauigkeitskenngrößen lassen sich zunächst in vertikale und laterale Kenngrößen unterteilen (Thomas [86]). Aus der Vielzahl an verfügbaren Kenngrößen wurden zur Beschreibung der vertikalen Ausdehnung der Rauigkeit der arithmetische Mittenrauhwert

$$R_a = \frac{1}{N} \sum_1^N |y| \quad (4.1),$$

die maximale Profilhöhe

$$PV = y_{\max} - y_{\min} \quad (4.2)$$

und die Zehnpunkthöhe

$$R_z = \frac{(P_1 + P_2 + P_3 + P_4 + P_5) - (V_1 + V_2 + V_3 + V_4 + V_5)}{5} \quad (4.3)$$

ausgewählt (siehe auch Bild 4.3). Dabei stellt R_a eine Mittelung über alle verfügbaren Datenpunkte dar, während PV den Maximal- und Minimalwert im Datensatz repräsentiert. Der Wert R_z dagegen wird aus den 5 höchsten (P_1 bis P_5) und den 5 tiefsten (V_1 bis V_5) Werten des Datensatzes gebildet.

Die vertikale Beschreibung der Rauigkeiten ist mit großen Unsicherheiten behaftet und im allgemeinen Maschinenbau auch nicht sehr verbreitet. Neben einer Fourier-Analyse der Oberfläche wurde auch der Versuch unternommen, die Oberflächen mit der fraktalen Geometrie nach Mäusezahl [87] zu analysieren. Keiner der Ansätze führte zu verwertbaren Ergebnissen, so daß zur Beschreibung der lateralen Abmessung der Rauigkeit (Bild 4.3) folgende Größen verwendet wurden:

$$S = \frac{S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5 + S_6 + S_7}{7} \quad (4.4)$$

$$S_m = \frac{S_{m,1} + S_{m,2} + S_{m,3} + S_{m,4}}{8}. \quad (4.5)$$

S beschreibt dabei den gemittelten lateralen Abstand lokaler Maxima, während S_m den gemittelten lateralen Abstand globaler Maxima wiedergibt (siehe Bild 4.3). Da diese lateralen Kenngrößen nur aus Profilschnitten berechnet werden können, muß eine ausreichend große

Anzahl von Profilschnitten untersucht werden, um eine statistisch verlässliche Aussage treffen zu können. Trotzdem sind gerade die lateralen Kenngrößen S und S_m mit größeren Schwankungen behaftet als z. B. der arithmetische Mittenrauhwert R_a . Neben diesen Kennwerten, die ein vertikales oder laterales Längenmaß der Rauigkeit darstellen, scheint auch die Angabe der Schiefe R_{sk} sinnvoll:

$$R_{sk} = \frac{1}{N(RMS)^3} \sum_{i=1}^{i=N} y_i^3. \quad (4.6)$$

Mit RMS als Root Mean Square

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} y_i^2}. \quad (4.7)$$

Die Schiefe beschreibt die Abweichung der Ordinatenverteilung von einer Gauß'schen Verteilung und wird auch als statistisches Moment dritter Ordnung bezeichnet. Positive Werte der Schiefe bedeuten eine zu den Senken verschobene Häufigkeitsverteilung, negative Werte eine zu den Höhen verschobene Verteilung. Bei der Auswertung der Messungen hat sich herausgestellt, daß ein Wert der Schiefe von -1 bis 1 einer Gauß'schen Normalverteilung gleichzusetzen ist. Die Ordinatenverteilung wird auch zur Bildung weiterer statistischer Momente herangezogen (siehe Weingraber und Abou-Aly [88]). Dabei stellt das statistische Moment erster Ordnung den arithmetischen Mittenrauhwert R_a dar, während die Wurzel aus dem Moment zweiter Ordnung auch als Root Mean Square bezeichnet wird. Auf die Betrachtung der Steilheit als Moment vieter Ordnung wurde verzichtet, da sie sich wie das Moment dritter Ordnung, der Schiefe R_{sk} , verhält.

Neben der Berechnung unterschiedlicher Rauigkeitskennwerte war die dreidimensionale Messung der Oberfläche ausschlaggebend für die Entscheidung, dieses System einzusetzen. Besonders wichtig war die Tatsache, daß ein Datensatz abgespeichert werden konnte, der für weitere Anwendungen zur Verfügung stand. Mit Hilfe einfacher Formeln (MetroPro™ Manual [85], Appendix B) konnten aus diesen Datensätzen ASCII Datensätze erzeugt werden, in denen die Oberflächen mit den drei räumlichen Koordinaten gespeichert sind. Diese Datensätze stehen einer weiteren Verarbeitung, z.B. durch eine grafische Darstellungssoftware, zur Verfügung. So lassen sich die Oberflächen dreidimensional darstellen, einige Beispiele dieser Darstellungsform können für verschiedene Oberflächen Bild 4.4 entnommen werden. Anhand dieser Darstellung können die Riefen der gefrästen Schaufel deutlich erkannt werden, während die beiden anderen Schaufeloberflächen mit präzisionsgeschmiedeter bzw. elektrochemisch bearbeiteter Oberfläche eine regellose Verteilung der Höhenwerte zeigen.

4.2 Analyse der Messungen

Eine Vielzahl unterschiedlicher Verdichterschaufeln, die verschiedenen Herstellungsprozessen entnommen wurden, bilden die Grundlage der Rauigkeitsuntersuchungen. Die untersuchten Schaufeln sind in Tabelle 4.1 zusammengefaßt. Dabei wurde auf die Herstellerangaben, soweit verfügbar, zurückgegriffen. Alle hier untersuchten Verdichterschaufeln haben ihre Grundform durch Präzisions-Schmieden, elektro-chemische Abtragung oder Fräsen erhalten. Da besonders die ersten beiden Verfahren dem Stand der Technik entsprechen, wurde besonderes Augenmerk auf diese beiden Herstellungsverfahren gelegt. Die Verdichterschaufeln wurden im Mittelschnitt an unterschiedlichen Oberflächen-Positionen untersucht (Bild 4.5). Soweit möglich wurde die Oberfläche sowohl saug- als auch druckseitig an der Vorderkante, in der Mitte und an der Hinterkante mit Hilfe des scannenden Weißlichtinterferometers untersucht. Der Zusammenhang zwischen der Meßnummer und der Meßposition kann ebenfalls Bild 4.5 entnommen werden.

Es wurden 32 Verdichterschaufeln in die Meßreihe aufgenommen und insgesamt 166 Oberflächenmessungen durchgeführt. Somit kann von einer umfangreichen Datenbasis für eine Beurteilung der Fertigungsverfahren ausgegangen werden. Da die Sehnenlängen der untersuchten Schaufeln in der gleichen Größenordnung liegen, und nur ein geringer Einfluß der Sehnenlänge auf die Rauigkeitskenngrößen festgestellt wurde, werden die Rauigkeitskenngrößen im folgenden mit ihren Absolutwerten betrachtet. Die Entwicklung der Rauigkeitsparameter auf den Verdichterprofilen ist in Bild 4.6 für das formgebende Verfahren ECM dargestellt. Auffällig ist die große Streuung der Kennwerte von bis zu 50% innerhalb einer Schaufel für die unterschiedlichen Meßpositionen. Besonders auffällig ist die starke Streuung der Werte für S_m . Die Entwicklung der Kennwerte wird für die präzisionsgeschmiedeten Schaufeln in Bild 4.7 und für die gefrästen Schaufeln in Bild 4.8 gegeben. Die Kennwerte der vertikalen Abmessung der Rauigkeit zeigen besonders für die präzisionsgeschmiedeten Schaufeln eine große Streuung untereinander, während die lateralen Kenngrößen eine sehr kleine Streuung zwischen den Schaufeln zeigen. Die Rauigkeitskennwerte der gefrästen Schaufeln zeigen bis auf die Schiefe R_{sk} und S Schwankungen, die den anderen Fertigungsverfahren entsprechen. Die Schiefe ist für alle drei Fertigungsverfahren eher im negativen Bereich angesiedelt, liegt aber hauptsächlich im Bereich $1 > R_{sk} > -1$ und zeigt damit eine Gauß'sche Normalverteilung an. Nur die gefrästen Schaufeln liegen alle unter einem Wert der Schiefe von -1. Die Schiefe der ECM bearbeiteten Schaufeln unterliegt sehr starken Schwankungen, je nach Meßposition von 1.5 bis -2. Typische Rauigkeitskennwerte der einzelnen Herstellungsverfahren können nicht festgestellt werden, auch ein Zusammenhang zwischen der Meßposition auf der Schaufel und den verschiedenen Kennwerten scheint nicht vorzuliegen.

Neben der Betrachtung der Rauhigkeits-Kenngrößen in Abhängigkeit vom Meßort auf der Schaufel ist vor allem die Frage einer Abhängigkeit der Rauhigkeitsparameter untereinander von großem Interesse. Im folgenden werden einzelne Kenngrößen in Abhängigkeit von einer anderen Kenngröße, aufgeteilt nach Herstellungsverfahren, dargestellt. Es ergibt sich eine Vielzahl von Kombinationsmöglichkeiten; eine ausführliche Darstellung wird von Braun [89] gegeben. Der Übersichtlichkeit halber werden die Darstellungen der Kenngrößen untereinander in vier Bereiche aufgeteilt. Im ersten Bereich werden vertikale Kenngrößen über vertikalen Kenngrößen aufgetragen, im zweiten Teil werden vertikale Größen über laterale Größen aufgetragen, im dritten Bereich laterale Größen über laterale Größen, um im vierten Teil vertikale oder laterale Größen über der Schiefe darzustellen. Ziel dieser Darstellungen ist es, herauszufinden, ob zwischen den einzelnen Kennwerten der Rauhigkeit ein Zusammenhang besteht, der zudem für die einzelnen Herstellungsverfahren unterschiedlich sein könnte. Ein solcher Zusammenhang wäre eine große Erleichterung bei der Auswahl der strömungstechnisch zu untersuchenden Rauhigkeiten, da eine für das jeweilige Herstellungsverfahren typische Rauhigkeit verwendet werden könnte. Im folgenden sollen nun die interessantesten Kombinationen von Rauhigkeitsparametern diskutiert werden. Die maximale Profilhöhe PV wird über der Zehnpunkthöhe R_z in [Bild 4.9](#) dargestellt. Der lineare Zusammenhang dieser beiden Größen wird deutlich, da beide Größen Extremwerte der Rauhigkeit darstellen. Für die präzisionsgeschmiedeten Verdichterschaufeln können zudem zwei voneinander abgegrenzte Bereich erkannt werden, ein Teil der Messungen gruppiert sich um das Wertepaar $PV = R_z = 5\mu\text{m}$, der zweite Teil um $PV = R_z = 12\mu\text{m}$. Für die Darstellung einer vertikalen Größe über einer lateralen Kenngröße wird als laterale Kenngröße der Rauhigkeit der Wert S herangezogen, da dieser Wert nach Bild 4.6 bis Bild 4.8 eine kleinere Streuung aufweist als der Wert S_m . Die in [Bild 4.10](#) gezeigte Gegenüberstellung der maximalen Profilhöhe und des lateralen Parameters S zeigt eine nahezu waagrechte Ausrichtung der Meßpunkte für das elektro-chemische Herstellungsverfahren. Die Meßpunkte sind für die präzisionsgeschmiedeten Schaufeln hingegen vertikal ausgerichtet, wiederum mit einer Abgrenzung zweier Bereiche. Ein Teil der Meßpunkte gruppiert sich um einen Wert von $PV=12\mu\text{m}$, die anderen Meßwerte liegen um einen Wert $PV=5\mu\text{m}$. Alle Messungen an den präzisionsgeschmiedeten Schaufeln ergaben einen Wert von ca. $10\mu\text{m}$ für den Kennwert S . Die Darstellung der Meßergebnisse für die gefrästen Schaufeln entzieht sich einer Deutung, da keine ausreichende Anzahl von Schaufeln zur Verfügung stand. Als letzter Vergleich einer vertikalen Kenngröße mit einer lateralen soll der arithmetische Mittlerrauhwert R_a über S_m dargestellt werden ([Bild 4.11](#)). Auch bei dieser Auftragung ergibt sich eine horizontale Ausrichtung der elektro-chemisch bearbeiteten Schaufeln und eine vertikale Ausrichtung der präzisionsgeschmiedeten Schaufeln. Für die elektro-chemisch bearbeiteten Schaufeln können also typische vertikale Kennwerte der Rauhigkeit mit $R_a=0.2\mu\text{m}$ und $PV=6\mu\text{m}$ angegeben werden, während für die präzisionsgeschmiedeten Schaufeln ein typischer lateraler Kennwert von $S=10\mu\text{m}$ und $S_m=21\mu\text{m}$ vorliegt. Der Vergleich der lateralen Kenngrößen S und S_m kann [Bild 4.12](#) entnommen

werden. Diese Darstellung offenbart einen nahezu linearen Zusammenhang zwischen den beiden Kenngrößen, der lediglich bei großen lateralen Abmessungen der Rauhigkeiten einer stärkeren Streuung unterliegt. Die Meßpunkte der präzisionsgeschmiedeten Schaufeln gruppieren sich um die Werte $S=10\mu\text{m}$ und $S_m=20\mu\text{m}$, ohne daß ein linearer Zusammenhang deutlich wird. Die lineare Anordnung der Meßwerte ist für die gefrästen Schaufeln ausgeprägter. Die Schiefe R_{sk} beschreibt das Aussehen der Oberfläche. Sie gleicht einer Tiefebene mit einzelnen Monolithen, wenn $R_{sk}>0$; die Oberfläche ähnelt mehr einer Hochebene mit Spalten, wenn $R_{sk}<0$ ist. Durch eine Auftragung von Kennwerten über der Schiefe läßt sich feststellen, inwieweit die Form der Oberfläche typische Rauhigkeitskennwerte hervorruft. Der arithmetische Mittenrauhwert R_a zeigt für keines der Fertigungsverfahren eine besondere Abhängigkeit von der Schiefe (Bild 4.13). Lediglich bei den präzisionsgeschmiedeten Schaufeln kann eine vertikale Ausrichtung der Meßpunkte festgestellt werden; die Streuung der Meßwerte ist größer für R_a als für die Schiefe R_{sk} .

Die Analyse der Rauhigkeitskennwerte zeigt eine statistische Verteilung der Kennwerte; vor allem kann kein typischer funktionaler Zusammenhang zwischen den einzelnen Kenngrößen festgestellt werden. Es wurde jedoch festgestellt, daß für elektro-chemisch bearbeitete Schaufeln die Streuung der lateralen Kenngrößen sehr viel größer im Vergleich zu den vertikalen Kenngrößen ist. Bei den präzisionsgeschmiedeten Schaufeln war dagegen eine stärkere Streuung der vertikalen als der lateralen Kenngrößen festzustellen. Das unterschiedliche Verhalten der Kenngrößen zeigt, daß bei den elektro-chemisch bearbeiteten Schaufeln bei gleicher Rauigkeitshöhe der mittlere Abstand der Rauigkeit in einem breiten Band variieren kann. Bei den präzisionsgeschmiedeten Schaufeln liegt der umgekehrte Fall vor; bei gleichem mittleren Abstand der Rauigkeit können sehr unterschiedliche Rauigkeitshöhen auftreten. Zudem liegen die Rauigkeitserhebungen der elektro-chemisch bearbeiteten Schaufel weiter auseinander als bei den präzisionsgeschmiedeten Schaufeln. Damit kann ein deutlicher Unterschied zwischen den Oberflächen, die durch die beiden unterschiedlichen Fertigungsverfahren entstanden sind, festgestellt werden.

4.3 Auswahl geeigneter Rauigkeiten

Die detaillierte Untersuchung und Gegenüberstellung der Rauigkeitsparameter ließ für elektrochemisch bearbeitete Schaufeln eine typische maximale Profilhöhe von ca. $PV=6\mu\text{m}$, eine typische Zehnpunkthöhe $R_z=4\mu\text{m}$ und einen typischen arithmetischen Mittenrauhwert von ca. $R_a=0.2\mu\text{m}$ erkennen. Die typischen lateralen Kenngrößen der präzisionsgeschmiedeten Schaufeln liegen bei $S=10\mu\text{m}$ und $S_m=21\mu\text{m}$. Neben diesen typischen Kennwerten wurde die Auswahl der auf die Meßschaufel zu übertragenden Rauigkeit zusätzlich auch unter anderen Gesichtspunkten vorgenommen. Um einen Überblick über die Topologie der Oberflächen zu erhalten, wurden die Konturdarstellungen aller Messungen in einem Oberflächenkatalog zu-

sammengefaßt, so daß ein rascher visueller Eindruck von den Oberflächen erhalten werden konnte. Anhand dieses Kataloges konnten dann typische Oberflächen durch einen Vergleich der Konturdarstellungen ermittelt werden. Zuletzt wurden diejenigen Oberflächen ausgenommen, deren Rauhigkeiten zu klein waren, um einen Strömungseinfluß erwarten zu lassen. Beginnend mit einer sehr rauen Oberfläche wurden die weiteren Strömungsuntersuchungen mit sukzessive kleiner werdenden Rauhigkeiten durchgeführt. Die Rauhigkeitskennwerte der ausgewählten Oberflächen sind in Tabelle 4.2 zusammengefaßt. Ausgewählt wurde die Oberfläche einer präzisionsgeschmiedeten Schaufel mit großen vertikalen Kenngrößen, die im folgenden mit B1 bezeichnet wird. Mit B2 wird eine ebenfalls präzisionsgeschmiedete Oberfläche mit kleineren Rauhigkeitskennwerten benannt; die letzte für die Strömungsuntersuchungen herangezogene Oberfläche ist die einer elektro-chemisch bearbeiteten Schaufel mit für dieses Verfahren relativ hohen vertikalen Kenngrößen (B3).

4.4 Übertragung der Rauhigkeiten

Nachdem drei Oberflächen für eine Untersuchung des Einflusses auf die Strömung durch das Verdichtergitter FVV-V3 ausgesucht wurden, müssen diese Oberflächen auf die Oberfläche des Modellverdichtergitters übertragen werden. Wegen des geometrischen Skalierungsfaktors zwischen den realen Schaufeln und der Modellschaufel ist eine direkte Übertragung durch Anwenden der verschiedenen Fertigungsmethoden auf die Modellschaufel nicht möglich, da die geometrische Ähnlichkeit verletzt werden würde. Dieses Problem wurde durch ein spezielles Übertragungsverfahren gelöst (Leipold und Fottner [7]). Die grundlegende Idee der Übertragung von Oberflächenstrukturen war es, diese auf eine Folie zu übertragen, die dann auf die zu untersuchende Schaufel aufgeklebt werden sollte. Um eine Verfälschung der Profilgeometrie zu vermeiden war als Folienmaterial zunächst Kunststoff geplant. Während einiger Vorversuche am HGK wurde eine ausgeprägte Blasenbildung aller Kunststoff-Folien festgestellt. Erst durch die Verwendung einer 0.3mm dicken Kupferfolie konnte die Blasenbildung unterdrückt werden, da die Kupferfolie eine ausreichende eigene Festigkeit besaß um sich nicht zu verformen. Wegen der Steifigkeit der Kupferfolie wurde darauf verzichtet, diese um die Vorder- und Hinterkante zu legen, dies hätte eine unzulässige Veränderung der Form der Vorder- und Hinterkante bewirkt. In die Schaufel wurde deshalb auf einer Hälfte der Schaufel eine Tasche sowohl in die Saug- als auch in die Druckseite gefräst (Bild 4.14). Die Tiefe der Tasche entsprach dabei genau der Dicke der Kupferfolie und der Klebeschicht, so daß ein ebener Übergang zwischen Schaufel und Kupferfolie gewährleistet wurde. Die Kontur der Vorder- und Hinterkante blieb durch diesen Aufbau für jeden Versuch identisch. Eine Beeinflussung der Profilverluste durch einen veränderten Hinterkantenverlust konnte somit erfolgreich verhindert werden. Da auch für die rauhe Schaufelhälfte eine Messung der statischen Profildrücke vorgesehen war, mußte auch hier ein spezielles Verfahren entwickelt werden. Sowohl auf der Druck- als auch auf der Saugseite wurden statische Druckmeßstellen im Be-

reich der Tasche instrumentiert. Diese werden durch die Kupferfolie abgedeckt, so daß die Kupferfolie an den entsprechenden Positionen angebohrt werden mußte. Da ein minimaler Versatz zwischen der Bohrung in der Kupferfolie und der Wandbohrung in der Schaufel dazu führen würde, daß keine Verbindung zwischen der Wandbohrung der Schaufel und der Bohrung durch die Kupferfolie entstand, wurde die Wandbohrung der Schaufel angefast. Dadurch entsteht zwischen Schaufel und Kupferfolie ein kleiner Hohlraum, der im Rahmen der Fertigungsgenauigkeit der CNC gesteuerten Durchbohrung der Kupferfolie immer getroffen wurde (Bild 4.15). Aufgrund der Tatsache, daß der Durchmesser der statischen Druckbohrung mit 0.8mm bis zu 5 mal größer als der mittlere Abstand zwischen den Rauigkeitserhebungen der untersuchten Oberflächen war, konnte ein Einfluß der rauen Oberfläche auf die Messung der statischen Profildrücke verhindert werden.

Als Ergebnis der Oberflächenmessungen mit dem Weißlichtinterferometer kann ein ASCII-Datensatz abgespeichert werden, der die Koordinaten der Oberfläche in den drei räumlichen Achsen enthält. Der Vergleich der Sehnenlänge der realen Schaufel mit der Sehnenlänge der Modellverdichterschaufel führt zu einem räumlichen Skalierungsfaktor. Das Verhältnis der Sehnenlängen liegt, für die ausgewählten realen Schaufeln (siehe Kapitel 4.3), zwischen 7.5 und 10, ein Vergleich einer realen Schaufel mit der Modellschaufel kann Bild 4.16 entnommen werden. Der ASCII-Datensatz der weißlichtinterferometrischen Messung an der realen Verdichterschaufel wird mit dem jeweils notwendigen Skalierungsfaktor vergrößert. Mit Hilfe dieses vergrößerten Datensatzes wird ein Laser-Mikro-Bearbeitungsverfahren gesteuert, das die geforderte Topologie in eine 0.3mm dicke Kupferfolie brennt. Dazu muß jeder ASCII-Datensatz in ein PCX-Bild umgewandelt werden. Das durch die Messung der Oberfläche erfaßte Feld ist auf der realen Schaufel $0.7 \times 0.52 \text{ mm}^2$ groß. Die auf die Kupferfolie übertragene Fläche ist um den Skalierungsfaktor vergrößert, reicht aber mit $7 \times 5 \text{ mm}^2$ nicht aus, um die gesamte Fläche der Kupferfolie zu bedecken. Deshalb wird dieses Rechteck solange Kante an Kante in die Kupferfolie gebrannt, bis die ganze Folie bedeckt ist. Die Ränder des Datensatzes wurden mit einer Übergangsfunktion versehen, so daß an den Kanten der Datensätze keine Höhensprünge oder Kanten entstehen. Bevor dieses Verfahren auf die Oberflächen moderner Herstellungsverfahren angewendet wurde, ist es anhand einer leicht verfügbaren Testrauhigkeit erprobt worden. Da die am HGK eingesetzten Strömungsmesstechniken anhand verschiedener Schleifpapiere (Leipold [64]) erprobt wurde, lag es nahe, auch die Übertragung einer Oberflächen-Struktur anhand einer Schleifpapier-Oberfläche zu erproben. Ausgewählt wurde ein Schleifpapier der Körnung 220, das zu Testzwecken ohne einen Skalierungsfaktor auf eine Kupfer-Folie übertragen wurde. In Bild 4.17 wird die gescannte Schleifpapier-Oberfläche mit dem PCX-Bild und der auf die Kupfer-Folie übertragenen Schleifpapier-Oberfläche, die ebenfalls mit Hilfe des Weißlichtinterferometers untersucht wurde, verglichen. Die deutlich zu erkennenden Sandkörner werden sowohl in ihrer Form als auch Größe sehr gut auf die Kupfer-Folie

übertragen. Allerdings ist das bei der Fa. Lasertec erstellte PCX-Bild mit kleineren Fehlern behaftet, die sich auch auf die Kupfer Folie übertragen. Insgesamt kann eine sehr gute Wiedergabe der Sandpapieroberfläche durch die Kupferfolie festgestellt werden. Vor allem die Erzeugung eines PCX-Bildes ließ aber noch Raum für Verbesserungen. So konnte die Übertragung der Oberflächen wesentlich verbessert werden, indem die Qualität des PCX-Bildes durch eigene Anwendung kommerzieller Grafikfilter erhöht wurde. Dies wird deutlich anhand des Vergleiches der Oberfläche der realen ECM bearbeiteten Schaufel mit dem PCX-Bild und der übertragenen Oberfläche (Bild 4.18). Nicht nur die Form und Abmessung der Oberfläche wird sehr gut übertragen, sondern sogar die Höhenwerte stimmen sehr gut mit der Vorgabe überein. Nach diesem Verfahren wurden die drei verschiedenen ausgewählten realen Verdichter-Schaufeln (Tabelle 4.2) zunächst mit dem Weißlichtinterferometer gemessen. Die drei verschiedenen Datensätze der Oberfläche wurden mit einem entsprechenden Skalierungsfaktor vergrößert, um daraus drei verschiedene PCX-Bilder zu erzeugen. Diese PCX-Bilder dienten zur Steuerung des Laser-Microbearbeitungsprozesses, mit dem die vergrößerten Oberflächen in Kupferfolien gebrannt wurden. Diese Kupferfolien wurden ebenfalls mit dem Weißlichtinterferometer untersucht, um den Übertragungsprozeß zu kontrollieren und um die relevanten Rauigkeitsparameter der Konfigurationen B1, B2 und B3 zu erhalten.

Die drei auf die Kupferfolie übertragenen Oberflächen werden in Bild 4.19 dargestellt; ein Vergleich der Rauigkeitskenngrößen der realen Schaufeloberflächen mit den Kenngrößen der übertragenen Oberfläche ist in Tabelle 4.3 zu finden. Die verwendeten Oberflächen lassen sich durch die Isolinien-Darstellung sehr gut voneinander unterscheiden. Die Struktur der Konfiguration B1 (präzisionsgeschmiedet) fällt durch hohe vertikale Höhenunterschiede auf. Es handelt sich um die rauhste Oberfläche; die Rauigkeitserhebungen sind allerdings relativ weit voneinander entfernt. Die Konfiguration B2 (präzisionsgeschmiedet) hat geringere Höhenunterschiede; die Rauigkeitserhebungen sind allerdings näher zusammengerückt. Die Höhenunterschiede der Konfiguration B3 (elektro-chemisch bearbeitet) liegen in der gleichen Größenordnung wie die der Konfiguration B2, allerdings sind die Rauigkeitserhebungen wesentlich weiter voneinander entfernt. Diese Unterschiede, vor allem der Höhe, spiegeln sich in den Kenngrößen wider. Die Aussagefähigkeit der lateralen Kenngrößen ist jedoch nicht zu hoch einzustufen, da deren Bestimmung mit Unsicherheiten behaftet ist.

Neben den jeweiligen untersuchten rauen Oberflächen ist natürlich auch die Beschaffenheit der als Referenz dienenden glatten Schaufelhälfte wichtig, da alle Strömungsmessungen sowohl an der glatten als auch an der rauen Schaufelhälfte durchgeführt wurden. Da für alle Versuche die gleiche Meßschaufel verwendet wurde und die glatte Schaufelhälfte zwischen den Versuchen nicht verändert worden ist, lag bei allen Messungen die gleiche glatte Schaufel als Referenz vor. Eine Messung der Oberflächenstruktur der glatten Schaufel, sowohl auf der

Saug- als auch auf der Druckseite wird als Kontur-Darstellung in [Bild 4.20](#) gezeigt. Die entsprechenden Rauigkeits-Kennwerte sind in [Tabelle 4.4](#) zusammengefaßt. Die vertikalen Kenngrößen liegen um fast eine Größenordnung unter denen der rauen Schaufelhälfte, so daß im untersuchten Reynoldszahlbereich von einer hydraulisch glatten Schaufel ausgegangen werden kann. Auch die in der Literatur zu findenden Abschätzungen (z.B. Schäffler [39]) lassen eine hydraulisch glatte Schaufelumströmung erwarten. Die durch den abschließenden manuellen Schleifprozeß entstandenen Riefen ([Bild 4.20](#)) liegen parallel zur Strömungsrichtung, so daß der Rauigkeitseinfluß auf die Strömung weiter verringert wird. Zudem liegen die Rauigkeits-Kennwerte in dem auch an anderen am HGK eingesetzten Schaufeln gemessenen Bereich, so daß ein Vergleich der Messungen mit alten Ergebnissen möglich ist.

Mit diesem Übertragungsverfahren ist es gelungen, drei Oberflächen unterschiedlicher Fertigungsverfahren unter Beibehaltung der geometrischen Ähnlichkeit auf das große Modell-Verdichtergitter zu übertragen. Damit ist im Gegensatz zu den bisherigen Untersuchungen zum Thema Rauigkeitseinfluß eine detaillierte Untersuchung des Einflusses von Oberflächenrauhigkeiten, die durch moderne Herstellungsverfahren erzeugt wurden, auf das Strömungsverhalten einer Schaufel möglich.

5 Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Die im folgenden vorgestellten umfangreichen Meßergebnisse der drei verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten ([Bild 4.19](#)) orientieren sich an einer für alle Konfigurationen gleichen Meßmatrix. Dies gilt vor allem für die Bestimmung der isentropen Profil-Machzahlen und der Totaldruckverluste im Nachlauf. Bei der Untersuchung der Grenzschicht wurde aus Zeitgründen auf Zuströmbedingungen verzichtet, bei denen keine neuen Erkenntnisse zu erwarten waren. Die untersuchten Zuströmbedingungen können [Tabelle 5.1](#) entnommen werden. Die **fett** markierten Meßpunkte werden im Detail erläutert, während die anderen Meßpunkte nur anhand ihrer Totaldruckverlustbeiwerte aufgeführt werden. Die Messungen werden in eine Variation der Zuström-Reynoldszahl und eine Variation des Zuström-Winkels aufgeteilt. Bei allen Messungen wurde eine konstante Zuström-Machzahl $Ma_i=0.67$ entsprechend den Auslegungsdaten eingestellt. Von den Meßergebnissen ausgehend, mit denen das globale Verhalten der Strömung beurteilt werden kann, wird ein zunehmend tieferer Einblick in das Strömungsverhalten gegeben. Dabei spielen drei Bereiche eine wichtige Rolle. Zum ersten wird über die Messung der statischen Profildrücke und der daraus bestimmten isentropen Profil-Machzahlen eine Beurteilung möglich, inwieweit Oberflächenrauhigkeit das Beschleunigungs- und Verzögerungsverhalten eines Gitters verändert. Das durch Profilgrenzschichten und eine endliche Hinterkante hervorgerufene Totaldruckdefizit stromab

der Schaufel lässt eine Betrachtung des Rauigkeitseinflusses auf die Verluste des Schaufelgitters zu und kennzeichnet den zweiten Bereich, den Nachlauf der Schaufel. Die Ursache der eventuell veränderten Verluste lässt sich durch eine Untersuchung der Grenzschicht klären. Die Profil-Grenzschichten bilden den dritten Bereich, in dem die Interaktion zwischen der Strömung und der sie begrenzenden Wand und somit der Oberflächenrauhigkeit stattfindet.

Der mit der eindimensionalen Heißfilm-Anemometrie bestimmte Zuström turbulenzgrad der freien Außenströmung lag für alle untersuchten Zuströmbedingungen zwischen 2% und 3%; dies deckt sich mit den Messungen von Hübner [59].

5.1 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die isentropen Profil- Machzahlverteilungen

Die isentrope Profil-Machzahlverteilung wird über die statischen Profildrücke ermittelt und ermöglicht die Diskussion des Rauigkeitseinflusses auf die Geschwindigkeitsverteilung um das Verdichter-Profil, da gleichzeitig die statischen Profildrücke der glatten und der rauen Schaufelhälfte gemessen werden. Eine Reihe von Strömungsphänomenen kann mit dieser Meßtechnik festgestellt werden, vor allem der Einfluß der Oberflächenrauhigkeit auf die Profilumströmung soll nun diskutiert werden. Zunächst wird der Einfluß der Rauigkeiten bei verschiedenen Zuström-Reynoldszahlen auf die isentropen Profil-Machzahlen vorgestellt, um anschließend auf eine Variation des Zuström-Winkels einzugehen. Dabei werden die isentropen Profil-Machzahl-Verteilungen der rauen Schaufel immer mit den entsprechenden Verteilungen der glatten Schaufel dargestellt, um eine bessere Vergleichbarkeit zu ermöglichen.

5.1.1 Variation der Reynolds Zahl

Zunächst soll auf den Einfluß der Rauigkeit B1 (präzisionsgeschmiedet) auf die isentropen Profil-Machzahlen bei einer Variation der Zuström-Reynoldszahl detaillierter eingegangen werden (Bild 5.1), um dann die Unterschiede zu den beiden anderen Konfigurationen (B2 und B3) zu erarbeiten. Für die niedrigste Zuström-Reynoldszahl $Re_1=300000$ kann kaum ein Einfluß der Rauigkeit B1 auf die isentrope Profil-Machzahlverteilung festgestellt werden. Auf der Saugseite folgt nach einer Beschleunigung der Strömung bis etwa $x/l=0.3$ eine Verzögerung, die bei $x/l=0.44$ zu einer laminaren Ablöseblase führt. Diese kann anhand des plateauartigen Verlaufes der isentropen Profil-Machzahlverteilungen gut erkannt werden. Nach dem turbulenten Wiederanlegen der Strömung bei $x/l=0.65$ wird die Strömung nahezu linear bis zur Hinterkante verzögert. Ein geringer Einfluß der Rauigkeit B1 kann im Bereich der laminaren Ablöseblase ($x/l=0.58$) festgestellt werden. Eine geringfügige Absenkung der

Machzahl bei rauher Oberfläche an dieser Position deutet auf eine geringere Höhe der laminaren Ablöseblase hin, deren Ausdehnung in Strömungsrichtung jedoch nicht verändert ist. Die druckseitige Verteilung der isentropen Machzahlen zeigt keinen Einfluß der Rauigkeit. Auch bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_t=450000$ schlägt die saugseitige Grenzschicht über eine laminare Ablöseblase von einer laminaren zu einer turbulenten Grenzschicht um. Im Vergleich zur niedrigeren Reynoldszahl $Re_t=300000$ ist die Ablöseblase geringfügig stromaufwärts gewandert und vor allem in ihrer Lauflänge reduziert. Auch bei der Auslegungs-Reynoldszahl ist die laminare Ablöseblase sowohl für die glatte als auch für die rauhe Schaufel deutlich zu erkennen. Die druckseitige Strömung bleibt von der Rauigkeit unbeeinflußt. Ein deutlicher Unterschied zwischen der glatten und der rauen Schaufel tritt bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_t=600000$ auf. Während die saugseitige Strömung der glatten Schaufelhälfte eine kleine laminare Ablöseblase aufweist (zwischen $x/l=0.42$ und $x/l=0.58$), ist diese durch die Rauigkeit B1 vollständig unterdrückt. Die Unterschiede zwischen der glatten und der rauen Schaufel werden erwartungsgemäß bei ansteigenden Reynoldszahlen größer. Ab $Re_t=800000$ verschwindet die laminare Ablöseblase auch für die glatte Schaufelhälfte. Im hinteren Bereich der saugseitigen Strömung der rauen Schaufel ist eine starke turbulente Ablösung der Strömung ohne Wiederanlegen durch den horizontalen Verlauf der isentropen Profil-Machzahlverteilungen deutlich zu erkennen. Aufgrund dieser turbulenten Ablösung sind auch die druckseitigen Verteilungen der Profil-Machzahlen im Bereich der Hinterkante geringfügig angehoben.

Die weniger rauhe Konfiguration B2 (präzisionsgeschmiedet) weist einen ähnlichen, aber geringeren Einfluß auf die isentropen Profil-Machzahlen auf (Bild 5.2), als dies bei der Konfiguration B1 der Fall ist. Auch für diese Rauigkeit ist bei den beiden niedrigsten Zuström-Reynoldszahlen ($Re_t=300000$ und $Re_t=450000$) deutlich eine laminare Ablöseblase auf der Saugseite zu erkennen. Bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_t=600000$ wird diese ebenfalls durch die Rauigkeit B2 unterdrückt. Die stark ausgeprägte turbulente Ablösung der saugseitigen Strömung der Konfiguration B1 bei hohen Zuström-Reynoldszahlen ist für die Konfiguration B2 nur schwach ausgeprägt zu erkennen. Die druckseitige Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen wird durch die Rauigkeit der Konfiguration B2 bei keiner Zuström-Reynoldszahl beeinflußt. Ein insgesamt noch geringerer Einfluß der Rauigkeit tritt für die Konfiguration B3 (ECM) auf (Bild 5.3). Diese Rauigkeit weist in etwa gleiche vertikale Kenngrößen wie die Konfiguration B2 auf; allerdings wird ein geringerer Strömungseinfluß wegen der größeren lateralen Kenngrößen erwartet. Deshalb wird eine laminare Ablöseblase durch die Konfiguration B3 auch bei einer Reynoldszahl von $Re_t=600000$ nicht mehr unterdrückt. Auch eine turbulente Ablösung der Strömung kann bei hohen Reynoldszahlen kaum noch festgestellt werden; nur für die höchste Reynoldszahl $Re_t=1000000$ kann eine leichte turbulente Ablösung vermutet werden.

Die druckseitigen Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen werden durch die unterschiedlichen Rauhigkeiten im Vergleich zur glatten Schaufel kaum beeinflußt. Der plateauförmige Verlauf der saugseitigen isentropen Profil-Machzahlen zwischen $x/l=0.45$ und $x/l=0.64$ wird im unteren Reynoldszahl-Bereich durch keine der drei untersuchten Rauhigkeiten verändert. Dies deutet auf eine unveränderte laminare Ablöseblase hin. Lediglich bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=600000$ wird die laminare Ablöseblase durch die Rauhigkeiten der Konfigurationen B1, B2 und B3 unterschiedlich stark abgeschwächt (Bild 5.4). Die Rauhigkeit der Konfiguration B1 verhindert eine laminare Ablöseblase; die der Konfiguration B2 sorgt für eine starke Abschwächung, während die Rauhigkeit der Konfiguration B3 nur für eine geringe Abschwächung der laminaren Ablöseblase ausreicht. Im hohen Reynoldszahl-Bereich tritt eine deutliche turbulente Ablösung der saugseitigen Strömung bei der Konfiguration B1 auf. Auch für die Konfiguration B2 kann diese turbulente Ablösung abgeschwächt festgestellt werden; bei der Konfiguration B3 ist diese nur bei der höchsten Reynoldszahl angedeutet.

5.1.2 Variation des Zuström-Winkels

Neben der Variation der Zuström-Reynoldszahl stellt der Zuström-Winkel einen weiteren wichtigen variablen Parameter dar, mit dem die Schaufelbelastung verändert werden kann, ohne die Profilgeometrie zu verändern. Der Einfluß der unterschiedlichen Oberflächenrauhigkeiten auf die Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen bei verschiedenen Zuström-Winkeln kann Bild 5.5 bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ entnommen werden. Wie schon bei der Diskussion des Einflusses der Reynoldszahl auf die isentropen Profil-Machzahlen festgestellt wurde, ist bei der Auslegungs-Reynoldszahl der Rauhigkeitseinfluß relativ gering. Für die Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ kann für keine der untersuchten Rauhigkeiten eine Veränderung der isentropen Profil-Machzahlverteilungen festgestellt werden. Erst bei dem Zuströmwinkel $\beta_1=140^\circ$ werden Unterschiede deutlich. Bei dieser starken druckseitigen Fehlanströmung löst die Grenzschicht der Saugseite sowohl bei der glatten als auch bei der rauen Schaufel turbulent ab. Die turbulente Ablösung bei der rauen Schaufel ist bei der Konfiguration B1 leicht stromauf verschoben. Auch für die Konfiguration B2 ist eine geringe Verschiebung der Ablösung stromaufwärts festzustellen. Nur bei der Konfiguration B3 wird die turbulente Ablösung nicht verstärkt, sondern liegt in etwa gleicher Stärke wie für die glatte Schaufel vor. Die Profilumströmung bei den Zuström-Winkeln $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ ist ähnlich; bei beiden kann eine laminare Ablöseblase auf der Saugseite festgestellt werden. Die Profil-Machzahlen sind bei dem Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ sowohl auf der Saug- als auch auf der Druckseite im Vergleich zu dem Auslegungswinkel $\beta_1=132^\circ$ erhöht, und die Saugspitze an der Vorderkante ist auf der Druckseite ausgeprägter. Deutlich verändert ist jedoch die Umströmung des Verdichtergitters bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=140^\circ$. Auf der Saugseite wird die Strömung von der Vorderkante an verzögert, dies läßt die Annahme zu,

daß die Grenzschicht von der Vorderkante an turbulent ist. Die Verzögerung der Strömung führt zu dem schon erwähnten turbulenten Ablösen der Strömung sowohl der glatten als auch der rauen Schaufel. Auf der Druckseite ist von der Vorderkante an eine nahezu konstante Geschwindigkeit bis $x/l=0.8$ festzustellen; daran schließt sich eine Beschleunigung der Strömung bis zur Hinterkante an.

Die Diskussion der isentropen Profil-Machzahlverteilungen bei unterschiedlichen Zuström-Winkeln macht deutlich, daß zwei unterschiedliche Strömungszustände vorliegen. Die Strömungszustände bei $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ sind dabei einander sehr ähnlich. Im Vergleich dazu ist bei $\beta_1=140^\circ$ ein stark verändertes Strömungsbild festzustellen. Ein Rauhigkeitseinfluß ist für die Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ bei Auslegungs-Reynoldszahl nicht festzustellen. Bei $\beta_1=140^\circ$ ist jedoch eine verstärkte Reaktion der Strömung der Saugseite auf die unterschiedlichen Rauheiten zu erkennen.

5.2 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Totaldruckverlustbeiwerte

Neben den isentropen Profil-Machzahlverteilungen spielen die Strömungsverluste eine große Rolle, die als Profilverluste durch das Zusammenwachsen der Grenzschichten der Saug- und Druckseite und den Hinterkantenverlust dominieren. Diese Profilverluste werden durch die Messung des Totaldrucks im Nachlauf der untersuchten Schaufel bestimmt. Die neu eingeführte Doppel-Pitot-Meßtechnik erlaubt eine einfache Bestimmung der Totaldruckverluste sowohl der glatten als auch der rauen Schaufel, die im folgenden bei einer Variation der Zuström-Reynoldszahl und des Zuström-Winkels diskutiert werden.

5.2.1 Variation der Reynoldszahl

Die dimensionslosen lokalen Totaldruckverluste der glatten Schaufel sowie die dimensionslosen lokalen Zusatzverluste, die durch Oberflächenrauhigkeit verursacht werden, sind in Bild 5.6 bei einer Variation der Zuström-Reynoldszahl für die Konfiguration B1 dargestellt. Bei der niedrigsten untersuchten Reynoldszahl ist eine typische Verlustverteilung über der dimensionslosen Teilung für die glatte Schaufel zu erkennen. Mit zunehmender Reynoldszahl nimmt das lokale Maximum (bei $u/t=0$) geringfügig ab, da die Grenzschichtdicken bei steigender Reynoldszahl abnehmen. Die Verteilung der lokalen Zusatzverluste liegt bei der niedrigsten Reynoldszahl um den Wert 0. Dies zeigt eine durch die Rauigkeit B1 unveränderte Verlustentwicklung der rauen Schaufel bei dieser Reynoldszahl an. Der Befund deckt sich mit den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen (siehe Bild 5.1), da dort keine Veränderung der Profilumströmung festgestellt wurde. Auch bei der Auslegungs-

Reynoldszahl $Re_1=450000$ ist die Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen nicht durch die Rauhigkeit der Konfiguration B1 verändert (Bild 5.1); die Verteilung der lokalen Zusatzverluste zeigt jedoch ein kleines, am saugseitigen Ast der Nachlaufdelle liegendes Maximum, das eine Erhöhung der Totaldruckverluste in diesem Bereich anzeigt. Bei einer weiteren Steigerung der Zuström-Reynoldszahl ($Re_1=600000$) wächst dieses Maximum an, obwohl die Diskussion der isentropen Profil-Machzahlverteilungen eine Unterdrückung der laminaren Ablöseblase deutlich machte. Diese Verhinderung einer laminaren Ablöseblase müsste eigentlich zu einer Verlustminderung führen, die hier nicht beobachtet werden kann. Der Grund für dieses Verhalten kann aus den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen nicht erkannt werden, erst die Untersuchung der Grenzschicht mit Hilfe der Laser-2-Fokus-Meßtechnik wird dieses Verhalten erklären (siehe Kapitel 5.3). Bei einer weiteren Steigerung der Reynoldszahl kommt es zu einer erwarteten starken saugseitigen Verlustzunahme durch die Rauhigkeit der Konfiguration B1, die in der starken turbulenten saugseitigen Ablösung der Strömung der rauen Schaufel begründet ist (siehe Bild 5.1).

Die lokalen Totaldruckverlustverteilungen der Konfiguration B2 im Vergleich zur glatten Schaufel (Bild 5.7) zeigen eine typische Nachlaufdelle der glatten Schaufel, bei der das Maximum ($u/t=0$) mit steigender Reynoldszahl abnimmt. Auch bei dieser Rauhigkeit ist keine Verlustzunahme bei der niedrigsten Reynoldszahl zu beobachten. Bei dieser Konfiguration kann ebenfalls mit steigender Reynoldszahl die Ausbildung eines Bereiches zusätzlichen Verlustes beobachtet werden, obwohl auch bei dieser Konfiguration bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ und bei $Re_1=600000$ keine Veränderung der isentropen Profil-Machzahlverteilungen oder sogar eine Verhinderung der laminaren Ablöseblase festgestellt werden konnte (Bild 5.2). Insgesamt fällt der Anstieg der Verluste jedoch moderater aus als bei der Konfiguration B1. Dies kann an den kleineren Maxima in der Verteilung des jeweiligen Zusatzverlustes nachvollzogen werden. Der starke Anstieg der Zusatzverluste bei hohen Zuström-Reynoldszahlen ist in der sich in den isentropen Profil-Machzahlverteilungen andeutenden turbulenten Ablösung begründet.

Die in Bild 5.8 dargestellten Ergebnisse der Nachlauftraversierung zeigen die Entwicklung der Verluste der Konfiguration B3. Auch hier kann eine durch die Rauhigkeit hervorgerufene Verlustproduktion festgestellt werden, die bei einer Reynoldszahl von $Re_1=450000$ einsetzt und bei einer Steigerung der Reynoldszahl zunehmend ausgeprägter wird. Dies ist insofern erstaunlich, da die Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen (Bild 5.3) bei keiner der untersuchten Zuström-Reynoldszahlen eine nennenswerte Veränderung aufzeigten. Lediglich bei der höchsten Zuström-Reynoldszahl ($Re_1=1000000$) kann eine turbulente Ablösung anhand der isentropen Profil-Machzahlen vermutet werden. Trotzdem ist eine deutliche Zunahme der Verluste der rauen Schaufel zu verzeichnen.

Neben der Darstellung der Verteilung der lokalen Totaldruckverluste und der durch Rauigkeit erzeugten Zusatzverluste ist die Bestimmung des Totaldruckverlustbeiwertes (nach Kapitel 3.3.2) mittels einer Integration der Nachlaufergebnisse von Interesse. Die Totaldruckverlustbeiwerte der glatten Schaufel, die Zusatzverlustbeiwerte sowie die sich aus einer Addition der ersten beiden ergebenden Totaldruckverlustbeiwerte der rauen Schaufel werden für alle Konfigurationen über der Zuström-Reynoldszahl für die drei untersuchten Zuström-Winkel aufgetragen (Bild 5.9). Das mittlere Diagramm repräsentiert den Zuström-Winkel $\beta_1=132^\circ$ und soll die oben getroffenen Feststellungen untermauern. Die Totaldruckverlustbeiwerte der glatten Schaufel nehmen mit steigender Reynoldszahl leicht ab. Dies ist, wie schon erwähnt, auf eine Abnahme der Grenzschichtdicken zurückzuführen. Beachtenswert ist, daß trotz der starken turbulenten Ablösung der saugseitigen Grenzschicht der rauen Schaufelhälfte die dort induzierten hohen Verluste nicht in Schaufelhöhenrichtung in den Nachlauf der glatten Schaufel dissipiert sind. Dies kann als Beweis gewertet werden, daß die Aufteilung einer Schaufel in eine rauhe und eine glatte Hälfte ohne gegenseitige Beeinflussung gelungen ist. Während bei $Re_1=300000$ keine Steigerung der Verluste durch die verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten zu verzeichnen ist, kann schon bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ ein geringer Zusatzverlust bei der rauen Schaufel festgestellt werden. Bei Steigerung der Zuström-Reynoldszahl steigen die zusätzlichen Verluste weiter an. Am auffälligsten ist dabei die starke Zunahme zwischen $Re_1=600000$ und $Re_1=800000$ der Konfiguration B1, die, wie schon erläutert, in der starken saugseitigen turbulenten Ablösung begründet ist. Die Konfigurationen B2 und B3 zeigen dagegen einen nahezu linearen Anstieg, der für die Konfiguration B2 stärker ausfällt als für die Konfiguration B3. Da das Strömungsfeld um das Verdichterprofil bei einem Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ kaum anders als bei $\beta_1=132^\circ$ ist, kann auch ein ähnlicher Einfluß der Entwicklung der Totaldruckverlustbeiwerte erwartet werden. Das obere Diagramm in Bild 5.9 zeigt die Totaldruckverlustbeiwerte bei $\beta_1=129^\circ$ und ist den Ergebnissen bei $\beta_1=132^\circ$ ähnlich. Auch hier kann bei $Re_1=300000$ keine Erhöhung der Verlustbeiwerte durch die verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten festgestellt werden. Eine geringe Erhöhung der Verlustbeiwerte durch Oberflächenrauhigkeit kann bei $Re_1=450000$ und stärker ausgeprägt bei $Re_1=600000$ gemessen werden. Zwischen $Re_1=600000$ und $Re_1=800000$ ist wie auch schon bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=132^\circ$ eine starke Erhöhung des Totaldruckverlustbeiwertes der Konfiguration B1 festzustellen, die auch hier ihre Ursache in der starken turbulenten Ablösung der saugseitigen Strömung hat. Etwas geringer ausgeprägt ist der lineare Anstieg der zusätzlichen Verlustbeiwerte der Konfigurationen B2 und B3, aber auch hier liefert die Konfiguration B2 höhere Verlustbeiwerte als die Konfiguration B3. Die Schaufelumströmung bei $\beta_1=140^\circ$ ist völlig verändert. Dies spiegelt sich auch in der Entwicklung der Verlustbeiwerte wider (Bild 5.9, unteres Diagramm). Während für die niedrigste Reynoldszahl keine Erhöhung der Verlustbeiwerte zu erkennen ist, kann für die Konfigurationen B1 und B2 eine starke in etwa gleiche lineare Zunahme der Zusatzverluste bei steigender Zuström-Reynoldszahl

festgestellt werden. Ab einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=600000$ nimmt der Zusatzverlustbeiwert der Konfiguration B2 einen nahezu konstanten Wert an, während derjenige der Konfiguration B1 weiter ansteigt. Ein linearer Anstieg des Zusatzverlustes ist für die Konfiguration B3 zu beobachten, der weit hinter den Zusatzverlusten der Konfigurationen B1 und B2 zurückbleibt. Während bei den Zuström-Winkeln $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ die Konfigurationen B2 und B3 Zusatzverluste in gleicher Größenordnung verursachen, ist der Zusatzverlust der Konfiguration B1 deutlich höher. Die beim Zuström-Winkel $\beta_1=140^\circ$ gemessenen Zusatzverluste der Konfiguration B2 liegen nun näher bei denen der Konfiguration B1, dies ist ein weiteres Indiz für eine veränderte Umströmung des Verdichter-Profilis bei $\beta_1=140^\circ$.

Grundsätzlich sind die höchsten Zusatzverlustbeiwerte für die Konfiguration B1 gemessen worden, die auch die größten Rauhigkeitskennwerte aufweist und somit auch in strömungstechnischer Sichtweise als die rauhste Oberfläche angesehen werden kann. Der zweitstärkste Anstieg der Zusatzverlustbeiwerte konnte für die Konfiguration B2 beobachtet werden. Diese Oberflächenrauhigkeit hat wesentlich kleinere Rauhigkeitskenngrößen als die Konfiguration B1. Die geringsten Zusatzverlustbeiwerte wurden bei der Konfiguration B3 beobachtet; diese Rauhigkeit hat zwar geringfügig kleinere vertikale Rauhigkeitskenngrößen als die Konfiguration B2, dafür ist aber der laterale Abstand der Rauhigkeitserhebungen wesentlich größer. Daher hat die Konfiguration B3 auch eine geringere Auswirkung auf die Verlustentwicklung. Diese Ergebnisse machen deutlich, daß nicht nur die Rauhigkeitshöhe, sondern auch der Abstand der Rauhigkeitserhebungen wichtig ist. Somit ist die dreidimensionale Abmessung der technischen Rauhigkeiten unbedingt zu beachten.

5.2.2 Variation des Zuström-Winkels

Wie schon bei der Diskussion der isentropen Profil-Machzahlverteilungen soll auch bei der Diskussion der Nachlauf-Meßergebnisse der Einfluß verschiedener Zuström-Winkel auf das Strömungsverhalten rauher Oberflächen berücksichtigt werden. In Bild 5.10 sind die Zusatztotaldruckverlustbeiwerte über dem Zuström-Winkel bei konstanten Zuström-Reynoldszahlen für die unterschiedlichen Konfigurationen aufgetragen worden. Bei niedrigen Zuström-Reynoldszahlen ($Re_1=300000$ für B1 und B2) sowie bei strömungstechnisch gesehen kleiner Rauhigkeit (B3 im gesamten Zuström-Reynoldszahlbereich) ist ein vom Zuströmwinkel unabhängiger Zusatzverlustbeiwert zu erkennen. Für diese Fälle bleibt auch die isentrope Profil-Machzahlverteilung von der Oberflächenrauhigkeit unbeeinflußt (Bild 5.5). Bei mittleren strömungstechnischen Rauhigkeiten (B2) und Zuström-Reynoldszahlen größer als $Re_1=450000$ sowie bei hohen Rauhigkeiten (B1) und mittleren Zuström-Reynoldszahlen ($Re_1=450000$ und $Re_1=600000$) ist mit zunehmender Schaufelbelastung ein Anstieg der Zusatzverluste zu beobachten. Während für die Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ wieder keine Veränderung der isentropen Profil-Machzahlen zu erkennen ist, kann eine Verstärkung

der bei der hohen Schaufelbelastung auftretenden turbulenten Ablösung durch Oberflächenrauhigkeit festgestellt werden (Bild 5.5). Während die Ursache der Verlustentwicklung für $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ nicht aus den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen ersichtlich wird, können die stark erhöhten Verluste bei $\beta_1=140^\circ$ auf eine verstärkte turbulente Ablösung zurückgeführt werden. Die Verhältnisse kehren sich bei hohen Rauhigkeiten und hohen Zuström-Reynoldszahlen ($B_1, Re_1=800000$ und $Re_1=1000000$) um, die höchsten Zusatz-Verluste treten dann für den kleinsten Zuström-Winkel und somit für die geringste Schaufelbelastung auf. Dieses Verhalten ist darauf zurückzuführen, daß bei $\beta_1=140^\circ$ eine vorhandene turbulente Ablösung lediglich verstärkt wird. Bei $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ wird eine starke turbulente Ablösung hingegen durch Oberflächenrauhigkeit im oberen Zuström-Reynoldszahlbereich erzwungen (Bild 5.1); dadurch werden stark erhöhte Verluste erzeugt.

Neben der Zuström-Reynoldszahl beeinflußt auch der Zuströmwinkel die Auswirkung der verschiedenen Rauhigkeiten auf die Totaldruckverlustbeiwerte. Verschiedene Zuström-Winkel, die in der realen Turbomaschine durch unterschiedliche Betriebszustände verursacht werden, sind geeignet, um unterschiedliche Belastungen zu simulieren. So sollte zur Verringerung des Rauigkeitseinflusses eine möglichst lange Beschleunigung auf der Saugseite mit einer anschließenden laminaren Ablöseblase realisiert werden, da dort bei moderater Rauigkeit kein negativer Rauigkeitseinfluß auftritt. Eine turbulente Ablösung auf der Saugseite sollte vermieden werden, da dort schon bei kleinen Zuström-Reynoldszahlen ein Rauigkeitseinfluß festgestellt wurde.

5.3 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Grenzschicht-Entwicklung

Nachdem die Auswirkungen der verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten auf das Strömungsfeld um das Verdichterprofil und auf die Verluste festgestellt wurden, soll nun nach den Ursachen dieser Veränderungen gesucht werden. Dabei spielen die Profilgrenzschichten eine wichtige Rolle, da sie zum einen von der Freistromung und zum anderen von der Wand begrenzt werden. Somit wird sich die Interaktion zwischen der Oberflächenrauhigkeit und der Strömung in diesem wandnahen Bereich abspielen. Dies wird durch die isentropen Profil-Machzahlverteilungen und die Verlustentwicklung bestätigt, da zum Teil trotz einer unveränderten Geschwindigkeitsverteilung um das Profil erhöhte Verluste nachgewiesen werden konnten. Somit kann die Außenströmung von der Rauigkeit, trotz veränderter Verluste, unbeeinflußt bleiben. Dies deutet auf eine Veränderung der Strömungsgrößen in der Grenzschicht hin. Die Verteilung der Geschwindigkeit in der Grenzschicht wird mit Hilfe der Laser-2-Fokus-Meßtechnik ermittelt. Aus den so bestimmten Geschwindigkeitsprofilen werden dann Grenzschicht-Parameter (siehe Kapitel 3.4.2) bestimmt, mit denen das Verhalten der Grenzschicht beurteilt werden kann. Allerdings ist die Messung der Geschwindigkeiten mit der La-

ser-2-Fokus Technik sehr zeitaufwendig, so daß nur besonders interessante Zuströmbedingungen untersucht werden konnten. Die Bedingungen, bei denen aus der Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen der Grund des Verlustanstieges deutlich wurde, werden dabei ebenso ausgenommen, wie Zuströmbedingungen, bei denen die Totaldruckverlustbeiwerte keinen Rauhigkeitseinfluß ergaben. Die mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik untersuchten Meßpunkte konnten somit nicht vor den Messungen festgelegt werden, sondern ergaben sich aus den Ergebnissen der schnell durchführbaren Druckmeßtechniken (Nachlauf- und Profildruckverteilungsmessungen). Die Ergebnisse der Nachlauftraversierung zeigen, daß die durch Oberflächenrauhigkeit hervorgerufenen Zusatzverluste dem saugseitigen Ast der Nachlaufdelle zugeordnet werden können. Somit ist der Haupteinfluß der Oberflächenrauhigkeit auf der Saugseite zu suchen. Dies wird auch durch kaum veränderte Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen auf der Druckseite bestätigt. Aus diesem Grund wurde nur die saugseitige Grenzschicht detailliert untersucht.

5.3.1 Variation der Reynoldszahl

Die saugseitigen Grenzschicht-Parameter der verschiedenen Konfigurationen im Vergleich zu der glatten Schaufel werden in [Bild 5.11](#) für den Auslegungspunkt dargestellt. Der Vergleich der Grenzschichtdicken δ der Konfigurationen B1, B2 und B3 mit der glatten Schaufel offenbart keine Unterschiede, die Verläufe sind identisch. Die Verläufe der Verdrängungsdicke δ_1 zeigen im Hinterkantenbereich und im Bereich der laminaren Ablöseblase Unterschiede zwischen den einzelnen Konfigurationen. Im Bereich der laminaren Ablöseblase ($0.4 < x/l < 0.65$) wird diese durch ein lokales Maximum oder den plateauförmigen Verlauf deutlich. Dieser Verlauf ist am stärksten ausgeprägt für die Verdrängungsdicke der glatten Schaufel und zeigt damit die starke laminare Ablöseblase an. Für die Konfigurationen B2 und B3 ist eine deutliche Abschwächung der laminaren Ablöseblase anhand des weniger ausgeprägten Plateaus zu erkennen. Auch eine deutliche Reduzierung der Höhe der Ablöseblase kann festgestellt werden. Eine weitere Abschwächung der laminaren Ablöseblase wird für die Konfiguration B1 sichtbar. Dieser deutliche Einfluß der verschiedenen Rauhigkeiten auf die laminare Ablöseblase konnte anhand der isentropen Profil-Machzahlverteilungen ([Bild 5.1](#) bis [Bild 5.3](#)) nicht erkannt werden. Strömungstechnisch gesehen geht die Reduzierung einer laminaren Ablöseblase mit einer Verlustminderung einher, die in diesem Fall jedoch nicht festgestellt werden konnte ([Bild 5.9](#)). Deshalb muß im weiteren Verlauf der Strömung zur Hinterkante hin ein negativer Einfluß der Oberflächenrauhigkeit auftreten, der die positiven Effekte der Verminde rung einer laminaren Ablöseblase zunichte macht. Die Verdrängungsdicken zeigen auch im Hinterkantenbereich einen deutlichen Rauhigkeitseinfluß. Die kleinste Verdrängungsdicke wird an der Hinterkante für die glatte Schaufel festgestellt. Für die rauen Schaufelhälften steigt die Verdrängungsdicke auf der Saugseite nahe der Hinterkante in der Reihenfolge B3, B2 und B1 an. Diese Reihenfolge ist mit der strömungstechnischen Wirkung der einzelnen

Rauhigkeiten, wie sie anhand der Verlustbeiwerte festgestellt wurde, identisch. Eine größere Verdrängungsdicke der rauen Konfigurationen im Vergleich zur glatten Schaufel ist in einer Reduzierung der Geschwindigkeiten bei gleicher Grenzschichtdicke begründet und erhöht die Verluste der rauen Schaufel. Die Impulsverlustdicke δ_2 ist bei den Auslegungszuströmbedingungen unabhängig von der Oberflächenrauhigkeit. Die Formfaktoren H_{12} der verschiedenen Konfigurationen im Vergleich zur glatten Schaufel zeigen mit Werten von ca. 3.0 zwischen $x/l=0.1$ und $x/l=0.48$ den laminaren Charakter der Grenzschicht an. Der starke Anstieg des Formfaktors zur Position $x/l=0.48$ zeigt die laminare Ablöseblase an. Dieser Anstieg ist am stärksten bei der glatten Schaufel und der Konfiguration B3 ausgeprägt und weist auf die starke laminare Ablöseblase hin. Für die Konfigurationen B2 und B1 ist dieser Anstieg des Formfaktors nur schwach ausgeprägt, die laminare Ablöseblase ist also weniger stark entwickelt. Im Bereich der laminaren Ablöseblase fällt der Formfaktor auf den für eine turbulente Grenzschicht typischen Wert von 1.9. Zur Hinterkante hin steigen die Formfaktoren wieder an. Der stärkste Anstieg ist dabei für die Konfiguration B1 zu verzeichnen, gefolgt von der Konfiguration B2, B3 und der glatten Schaufel. Dieser Anstieg des Formfaktors fällt in einen Bereich verzögter Strömung und kann somit nur mit einer Reduzierung der wandnahen Geschwindigkeiten erklärt werden, die bei einer stärkeren Ausprägung zu einer Ablöseneigung führt. Diese Absenkung der wandnahen Geschwindigkeiten ist am ausgeprägtesten für die Konfiguration B1, gefolgt von der Konfiguration B2, während der Verlauf des Formfaktors an der Hinterkante der Konfiguration B3 sehr nah an dem der glatten Schaufel liegt. Da anhand der isentropen Profil-Machzahlverteilungen keine turbulenten abgelösten Strömung erkannt werden konnte, kann hier von einer Tendenz zur turbulenten Ablösung gesprochen werden. Die Verläufe der Schubspannungsbeiwerte C_f unterstützen die bisherige Diskussion mit den niedrigsten Werten im Bereich der laminaren Ablöseblase für die glatte Schaufel und die Konfiguration B3; dort ist die laminare Ablöseblase auch am stärksten ausgeprägt. Die unterschiedliche Reduzierung der wandnahen Geschwindigkeiten an der Hinterkante wird an den unterschiedlichen Werten der Schubspannung an der Hinterkante deutlich. Dabei fallen vor allem die Schubspannungen der Konfigurationen B1 und B2 fast auf einen Wert von Null ab und unterstreichen somit eine Tendenz zum turbulenten Ablösen für diese Konfigurationen. Die saugseitige Grenzschicht der Konfiguration B3 ist weniger stark ablösegefährdet; der Schubspannungsbeiwert liegt an der Hinterkante aber immer noch unter dem der glatten Schaufel.

Bei einer Erhöhung der Zuström-Reynoldszahl auf $Re_1=600000$ wird vor allem im Hinterkantenbereich ein deutlicher Einfluß der Rauhigkeit auf die Grenzschichtdicke deutlich (Bild 5.12). Die Rauhigkeiten der Konfigurationen B1 und B2 führen im Vergleich zur glatten Schaufel an der Hinterkante zu einer deutlich höheren Grenzschichtdicke; die Rauhigkeit der Konfiguration B3 dickt die Grenzschicht nur geringfügig auf. Die Unterschiede zwischen den Grenzschichten der rauen Schaufeloberfläche und der glatten Schaufel können anhand der

Verdrängungsdicke δ_1 gut festgestellt werden. Im Bereich der laminaren Ablöseblase ist diese für die glatte Schaufel und die Konfiguration B3 deutlich zu erkennen; sie wurde auch in der Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen (Bild 5.3) detektiert. Der Verlauf der Verdrängungsdicke der Konfigurationen B1 und B2 im Bereich $0.4 < x/l < 0.6$ zeigt durch den konstanten Anstieg die Unterdrückung der laminaren Ablöseblase an. Wie schon für die Auslegungs-Reynoldszahl diskutiert, müßten die Totaldruckverlustbeiwerte verringert werden. Da dies aber nicht der Fall ist, sondern im Gegenteil die Verluste stark erhöht sind (Bild 5.9), wird hier ebenso wie bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ ein negativer Effekt der Rauhigkeit zu einer Erhöhung der Verluste führen. So ist im Bereich der Hinterkante eine Abstufung der Verdrängungsdicke nach der strömungstechnischen Rauhigkeit zu erkennen. Die Verdrängungsdicke der Konfiguration B1 ist an der Hinterkante am größten, gefolgt von der Konfiguration B2 und der Konfiguration B3. Die kleinste Verdrängungsdicke konnte für die Grenzschicht der glatten Schaufel gemessen werden. Auch die Impulsverlustdicke δ_2 zeigt nun eine deutliche Reaktion auf die verschiedenen Rauhigkeiten. Dies wird besonders an der Hinterkante deutlich. Der Formfaktor H_{12} zeigt mit einem lokalem Maximum bei $x/l=0.56$ für die glatte Schaufel und die Konfiguration B3 die dort noch vorhandene laminare Ablöseblase an. Im Bereich der Hinterkante ist vor allem der starke Anstieg des Formfaktors der Konfiguration B1 auffallend. Weniger ausgeprägt ist der auf eine Tendenz zur turbulenten Ablösung deutende Anstieg des Formfaktors bei den Konfigurationen B2 und B3. Am schwächsten ist er für die glatte Schaufel ausgeprägt. Die Schubspannungsbeiwerte zeigen im vorderen Bereich der Schaufel relativ hohe Streuungen wegen der dort vorliegenden dünnen Grenzschichten. Im Bereich der Hinterkante wird die starke Neigung zur turbulenten Ablösung bei der Konfiguration B1 durch den sehr kleinen Wert des Schubspannungsbeiwertes ersichtlich. Auch für die Konfiguration B2 kann eine starke Tendenz zur turbulenten Ablösung festgestellt werden. Wie schon bei der Auslegungs-Reynoldszahl beobachtet, ergeben sich aus den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen auch bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=600000$ keine Anhaltspunkte, die auf eine turbulent abgelöste Strömung hinweisen. Eine Neigung zur turbulenten Ablösung kann nur anhand der mit Hilfe der Laser-2-Fokus-Meßtechnik ermittelten Grenzschicht-Parameter erkannt werden.

Die Diskussion der Grenzschichtgrößen macht zwei grundlegende Einflüsse von Oberflächenrauhigkeit auf das Strömungsgeschehen sichtbar. Zum ersten wird eine laminare Ablöseblase verringert oder sogar vollständig unterdrückt. Als zweiter Einfluß wird eine deutliche Reduzierung der wandnahen Geschwindigkeiten im Bereich der Hinterkante festgestellt. Während der erste Effekt sicher zu einer Reduzierung der Totaldruckverluste führen wird, sorgt der zweite für eine starke Erhöhung der Verluste, die die Verlustminderung sogar überkompensiert. Mit steigender Zuström-Reynoldszahl ist ein verstärkter Einfluß der Oberflächenrauhigkeit auf die Grenzschicht festzustellen, der bei sehr hohen Zuström-Reynoldszahlen sogar zu einer deutlichen Veränderung der isentropen Profil-Machzahlen

führen kann. Die drei unterschiedlichen Rauigkeiten haben ebenfalls einen unterschiedlich starken Einfluß auf die Grenzschicht, die prinzipielle Einflußnahme bleibt jedoch gleich. Die Rauigkeit der Konfiguration B1 führt, wie zu erwarten war, zu den stärksten Veränderungen des Grenzschichtcharakters, da dies auch die rauhste Oberfläche ist. Der zweitstärkste Einfluß ist für die Rauigkeit der Konfiguration B2 zu erkennen, während die Rauigkeit der Konfiguration B3 nur eine geringe Veränderung der Grenzschicht hervorruft.

5.3.2 Variation des Zuström-Winkels

Die bisherigen Ergebnisse der Zuström-Winkelvariation haben gezeigt, daß zwischen einer leichten negativen Inzidenz ($\beta_1=129^\circ$) und dem Auslegungs-Zuströmwinkel ($\beta_1=132^\circ$) nur sehr geringe Unterschiede im Strömungsgeschehen auftreten. Sehr viel interessanter ist der Fall einer positiven Inzidenz ($\beta_1=140^\circ$), für die nun im Vergleich zum Auslegungs-Winkel (Bild 5.11) die Grenzschichtgrößen bei unterschiedlichen Oberflächenrauhigkeiten (Bild 5.13) bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=450000$ vorgestellt werden. Während für den Auslegungswinkel der Zuströmung kein Einfluß der Rauigkeiten auf die Grenzschichtdicke vorliegt (Bild 5.11), ist bei einer starken Erhöhung der Belastung die Grenzschichtdicke der einzelnen Oberflächenrauhigkeiten unterschiedlich. Für alle Oberflächen ist jedoch ein sehr starker Anstieg der Grenzschichtdicke zur Hinterkante hin zu verzeichnen, der auf die turbulente Ablösung der Strömung zurückzuführen ist. Die etwas schwächere turbulente Ablösung der Strömung der glatten Schaufel wird anhand der geringeren Grenzschichtdicken deutlich. Die Grenzschichtdicken wachsen für die rauen Konfigurationen stärker an, dadurch wird eine stärkere turbulente Ablösung für die rauen Schaufeln bestätigt. Die starke Verdrängungswirkung der turbulent abgelösten Grenzschichten kann mit Hilfe der Verdrängungsdicke nachvollzogen werden. Dabei ist die geringste Verdrängungswirkung für die glatte Schaufel zu beobachten; für die rauen Profiloberflächen ergeben sich deutlich erhöhte Verdrängungsdicken. Die stärksten Auswirkungen sind für die Konfigurationen B2 und B1 zu verzeichnen. Der Abfall der Impulsverlustdicke der Konfiguration B1 wird durch die abgelöste Strömung im Bereich der Hinterkante verursacht. Dieser Verlauf ist weniger ausgeprägt auch für die Konfiguration B2 sichtbar. Wegen der weniger starken Ablösung der Strömung der glatten Schaufel und der Konfiguration B3 konnte eine Abnahme der Impulsverlustdicke nicht festgestellt werden. Dieses Verhalten konnte bei $\beta_1=132^\circ$ nicht beobachtet werden (Bild 5.11). Besonders aufschlußreich sind die Formfaktoren der einzelnen Oberflächengüten. Das Ansteigen der Formfaktoren zur Hinterkante hin zeigt die turbulente Ablösung an. Am ausgeprägtesten ist dieser Anstieg bei der Konfiguration B1; dort ist auch die stärkste turbulente Ablösung zu verzeichnen. Etwas geringer ausgeprägt ist die turbulente Ablösung für die Konfiguration B2. Die Formfaktoren der Konfiguration B3 und der glatten Schaufel unterscheiden sich vor allem im Bereich der Hinterkante kaum voneinander, so daß dort von einer ähnlich starken turbulenten Ablösung auszugehen ist. Die

Schubspannungsbeiwerte fallen von der Vorderkante zur Hinterkante kontinuierlich auf einen Wert von $C_f=0$ ab.

Der Einfluß der verschiedenen Oberflächengüten auf die Entwicklung der Grenzschichtparameter bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_l=450000$ ist bei einer starken Belastung des Gitters ebenfalls höher. Besonders fällt dies bei den Verdrängungsdicken auf. Die Grenzschicht der Saugseite ist von der Vorderkante an turbulent, so daß eine längere Lauflänge der turbulenten Grenzschicht vorliegt. Wegen der starken turbulenten Ablösung der Strömung bei allen Oberflächengüten sind auch die Turbulenzgrade in der Grenzschicht stark erhöht. Dadurch wird die Messung in der Grenzschicht mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik stark erschwert; die Ergebnisse sind zudem mit erhöhten Fehlern behaftet. Trotzdem kann die Verstärkung der turbulenten Ablösung durch die unterschiedlichen Oberflächengüten deutlich erkannt werden.

5.4 Einfluß der untersuchten Oberflächenrauhigkeiten auf die Turbulenz in der Grenzschicht

Neben der Betrachtung der Grenzschichtentwicklung ist auch die Entwicklung der Turbulenz in der Grenzschicht von großem Interesse. Die mit Hilfe der 1-D Hitzdraht-Meßtechnik erzielten Einblicke in die Turbulenzstrukturen der Grenzschicht bei unterschiedlichen Oberflächengüten werden in den nachfolgenden Kapiteln zunächst bei einer Variation der Zuström-Reynoldszahl, dann bei einer Variation des Zuström-Winkels vorgestellt. Da für jede Position auf der Saugseite des Profils bei den verschiedenen Zuströmbedingungen wegen der dort vorliegenden unterschiedlichen statischen Drücke eine eigene Geschwindigkeitskalibrierung der Sonde notwendig ist, wurde die Anzahl der Meß-Positionen auf dem Profil reduziert. Weil zu hohe Staudrücke zu einer Zerstörung des Hitzdrahtes führen, konnte nur bis zu einer Zuström-Reynoldszahl $Re_l=600000$ gemessen werden. Da bei hohen Zuström-Reynoldszahlen die isentropen Profil-Machzahlen eine turbulente Ablösung der saugseitigen Strömung als Verlustursache identifiziert haben, ist eine detaillierte Untersuchung der Grenzschicht bei hohen Reynoldszzahlen auch nicht notwendig. Neben der Tatsache, daß mit diesen Untersuchungen das physikalische Verständnis der Strömungsvorgänge verbessert wird, sind die Ergebnisse der Turbulenzgrad-Messung für die numerische Simulation von Bedeutung.

5.4.1 Variation der Reynoldszahl

Der auf die örtliche Freiströmgeschwindigkeit bezogene Turbulenzgrad in der Grenzschicht ist über dem Wandabstand für die vier untersuchten Positionen in [Bild 5.14](#) für die Konfiguration B1 bei den drei niedrigsten Zuström-Reynoldszahlen dargestellt. Anhand dieser

Oberflächenrauhigkeit wird zunächst das prinzipielle Verhalten der Turbulenz bei rauen Oberflächen erläutert, bevor auf die Ergebnisse der Konfigurationen B2 und B3 eingegangen wird. Die Turbulenzgrad-Verteilung bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=300000$ in der Grenzschicht der Konfiguration B1 zeigt an der Position $x/l=0.56$ keinen Unterschied zur glatten Schaufel. Weiter stromab ist der Turbulenzgrad der glatten Schaufel erhöht. Im weiteren Verlauf der Strömung wird an der Hinterkante wieder ein gleiches Turbulenzniveau in der Grenzschicht zwischen der glatten und der rauen Schaufel erreicht. Stärker ausgeprägt sind die Unterschiede zwischen der glatten und der rauen Schaufel bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$. Dort kann an der ersten Meßposition, die sich im Bereich der laminaren Ablöseblase befindet, ein erhöhter Turbulenzgrad in Wandnähe für die glatte Schaufel festgestellt werden. Da die laminare Ablöseblase der glatten Schaufel stärker ausgeprägt ist als bei der rauen Schaufel, sind die Scherschichten der glatten Schaufel ebenfalls stärker ausgeprägt. Dies führt zu den gemessenen höheren Turbulenzgraden in Wandnähe für die glatte Schaufel. Auch an der nächsten Position, die sich kurz hinter der laminaren Ablöseblase befindet, kann ein erhöhter Turbulenzgrad der glatten Schaufel festgestellt werden. Weiter stromab kehren sich die Verhältnisse um. So ist bei der Position $x/l=0.76$ ein in Wandnähe höherer Turbulenzgrad der rauen Schaufel zu verzeichnen, während in der Nähe der Freistömung der Turbulenzgrad der glatten Schaufel erhöht ist. Direkt an der Hinterkante ist der Turbulenzgrad in der Grenzschicht der rauen Schaufel im Vergleich zur glatten Schaufel angehoben. Eine weitere Erhöhung der Zuström-Reynoldszahl führt zu einer Verstärkung der Effekte. So ist im Bereich der laminaren Ablöseblase bei $Re_1=600000$ ebenfalls ein erhöhter Turbulenzgrad in unmittelbarer Wandnähe für die glatte Schaufel sichtbar. Doch schon kurz hinter der laminaren Ablöseblase ($x/l=0.64$) ist der Turbulenzgrad der rauen Schaufel leicht erhöht im Vergleich zur glatten Schaufel. Weiter stromab ist dieser Unterschied deutlicher ausgeprägt.

Während im Bereich der laminaren Ablöseblase eine Reduktion der turbulenten Schwan-kungsgrößen durch Oberflächenrauhigkeit festgestellt werden kann, die mit einer Abschwä-chung der laminaren Ablöseblase verbunden ist, wird in der danach folgenden turbulenten Grenzschicht durch Oberflächenrauhigkeit zusätzliche Turbulenz erzeugt, die an der Hinter-kante zu einem deutlich erhöhten Turbulenzgrad in der Grenzschicht der rauen Schaufel führt. Diese Effekte werden bei einer Steigerung der Zuström-Reynoldszahl deutlicher.

Die Entwicklung der Turbulenz in der Grenzschicht der mit der Konfiguration B2 bestückten Schaufel wird anhand von Bild 5.15 deutlich. Während für die niedrigste Zuström-Reynoldszahl $Re_1=300000$ an den ersten drei Meßpositionen kaum ein Einfluß dieser Rauigkeit zu erkennen ist, deutet sich an der Hinterkante ($x/l=0.99$) in Wandnähe ein erhöhter Turbulenzgrad der rauen Schaufel an. Auch bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ kann bei den ersten drei Meßpositionen kein Einfluß der Rauigkeit B2 festgestellt werden. Auch an

der Hinterkante ist der Rauhigkeitseinfluß sehr gering. Deutlicher werden die Unterschiede bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=600000$; dort ist für die letzten beiden Meßpositionen auf dem Profil eine Erhöhung der Turbulenz auf der rauen Schaufel zu erkennen.

Die Turbulenzgrad-Verteilung in der Grenzschicht der Konfiguration B3 im Vergleich zur glatten Schaufel ist in [Bild 5.16](#) dargestellt. Der sehr geringe Einfluß der Oberfläche B3 auf die Turbulenzgrad-Verteilung der Grenzschicht wird für alle drei Zuström-Reynoldszahlen deutlich. Selbst bei der höchsten Zuström-Reynoldszahl $Re_1=600000$ wird auch an der Hinterkante kein erhöhter Turbulenzgrad für die rauhe Schaufel festgestellt.

Neben einer deutlichen Veränderung der Grenzschichtgrößen kann auch eine Veränderung der Turbulenz durch die unterschiedlichen Oberflächen festgestellt werden. Die Erkenntnis, daß Oberflächenrauhigkeit zu einer Turbulenzproduktion in der turbulenten Grenzschicht führt, ist besonders für die Turbulenzmodellierung in der Numerik wichtig. Besonders bemerkenswert ist die Tatsache, daß für die Oberfläche der Konfiguration B3 die Turbulenzgrad-Verteilung nicht verändert ist, die Ergebnisse der Nachlauftraversierung aber leicht erhöhte Verluste ergeben. Als deren Ursache wurde anhand der Laser-2-Fokus Messungen eine Neigung zur turbulenten Ablösung erkannt. Bevor die Turbulenz in der Grenzschicht durch Oberflächenrauhigkeit erhöht wird, ist die Verteilung der Geschwindigkeit in der Grenzschicht so verändert, daß die Grenzschicht eine Neigung zu einer turbulenten Ablösung aufweist. Dieser Sachverhalt wird besonders bei der Diskussion der numerischen Simulation von Oberflächenrauhigkeit in Kapitel 6.3 interessant werden.

5.4.2 Variation des Zuström-Winkels

Bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ wird die Verteilung der Turbulenz in der Grenzschicht der Konfiguration B1 bei einer Variation des Zuström-Winkels dargelegt ([Bild 5.17](#)). Der Vergleich der Turbulenzgrad-Verteilungen der Winkel $\beta_1=12^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ zeigt, daß die Turbulenz bei einer Reduzierung der Schaufelbelastung weniger stark auf die rauhe Oberfläche reagiert. Dennoch kann aber das gleiche Verhalten wegen des ähnlichen Strömungsfeldes um die Schaufel festgestellt werden. Für den Zuström-Winkel $\beta_1=140^\circ$ ist jedoch ein stark verändertes Verhalten offensichtlich. Es fallen die sehr hohen Turbulenzgrade auf, die die Messung mit der Laser-2-Fokus-Meßtechnik stark erschweren. Bei allen Meßpositionen wird die stärkere turbulente Ablösung der Strömung der rauen Schaufel durch die weiter in die Freiströmung verlagerten Bereiche hohen Turbulenzgrades sichtbar. Eine wesentliche Erhöhung des maximalen Turbulenzgrades in der Grenzschicht durch die Rauhigkeit der Konfiguration B1 ist nicht zu beobachten.

Auch die Ergebnisse der Untersuchung der Turbulenzstrukturen in der Grenzschicht der Oberflächenrauhigkeit der Konfiguration B2 bei $Re_t=450000$ ([Bild 5.18](#)) zeigen ein ähnliches Verhalten bei den Zuström-Winkeln $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$. Allerdings ist bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=129^\circ$ ein noch geringerer Einfluß der Rauigkeit der Konfiguration B2 auf die Turbulenz zu erkennen als bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=132^\circ$. Wie schon anhand der Konfiguration B1 erkannt werden konnte, ist bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=140^\circ$ ein komplett verändertes Bild der Turbulenz-Verteilung in der Grenzschicht zu erkennen. Auch bei der Konfiguration B2 wird die verstärkte Ablösung durch die weiter in die Freiströmung verlagerten hohen Turbulenzgrade der rauen Schaufel deutlich.

Obwohl auch die Rauigkeit der Konfiguration B3 einen deutlichen Einfluß auf die Totaldruckverlustverteilung im Nachlauf hat, kann bei der Diskussion der Turbulenzgrad-Verteilungen in der Grenzschicht kaum ein Einfluß der rauen Oberfläche erkannt werden ([Bild 5.19](#)). Tendenziell liegt eine geringe Reduzierung der Turbulenz im Bereich der laminaren Ablöseblase und ein Angleichen der Turbulenz in der turbulenten Grenzschicht bei den Zuström-Winkeln $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ vor. Die Stärke der turbulenten Ablösung ist bei einem hohen Zuström-Winkel von $\beta_1=140^\circ$ für die glatte und die rauhe Schaufel in etwa gleich.

Während die Totaldruckverlustbeiwerte einen Einfluß aller drei untersuchten Oberflächen zeigen, ist bei der Verteilung der Turbulenz in der Grenzschicht für die Konfiguration B3 kein Einfluß spürbar. Bei der Konfiguration B2 ist ein Einfluß nur bei $\beta_1=140^\circ$ deutlich zu verzeichnen. Nur für die Konfiguration B1 tritt ein deutlicher Einfluß auf die Turbulenz bei allen Zuström-Winkeln zu Tage. Dies läßt den Schluß zu, daß vor einer Veränderung der Turbulenz die Geschwindigkeitsverteilung in der Grenzschicht beeinflußt wird.

5.5 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

Die Summe aller Meßergebnisse erlauben einen sehr detaillierten Einblick in das Strömungsgeschehen um eine rauhe Verdichterschaufel. Dabei zeigt sich, daß die isentropen Profil-Machzahlverteilungen sehr spät einen Rauigkeitseinfluß zeigen, der sich bei hohen Zuström-Reynoldszahlen in einer turbulenten Ablösung der saugseitigen Strömung äußert. Die Bestimmung der Verluste zeigt aber auch schon bei geringeren Zuström-Reynoldszahlen, bei denen die isentropen Profil-Machzahlverteilungen keinen Rauigkeitseinfluß erkennen lassen, einen deutlichen Rauigkeitseinfluß, der sich in zusätzlichen Verlusten äußert. Da diese zusätzlichen Verluste sich im Bereich des saugseitigen Astes der Nachlaufdelle ausbilden, wird eine Veränderung der saugseitigen Grenzschicht für die Verluste verantwortlich gemacht. Die hier untersuchten Rauigkeiten erzeugen somit keine Veränderung der druckseitigen Grenzschicht. Somit ist die Untersuchung der saugseitigen Grenzschicht in diesem Fall

ausreichend. Die Messungen der Geschwindigkeitsverteilungen in der Grenzschicht führten zu den Grenzschicht-Parametern, aus deren Entwicklung über der Lauflänge der Einfluß der Oberflächenrauhigkeit nachvollzogen werden konnte. Dabei ist eine Reduzierung der laminaren Ablöseblase durch die rauen Oberflächen ein Mechanismus, der eigentlich zu einer Reduzierung der Verluste führen müßte. Da diese im Gegenteil sogar ansteigen, ist ein weiterer Einfluß der Rauigkeiten vorhanden, der im Verlauf der turbulenten Grenzschicht zu zusätzlichen Verlusten führt. Die Grenzschichtentwicklung auf der Profilsaugseite zeigt, daß trotz einer unveränderten Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen eine Tendenz zu einer turbulenten Ablösung aufgebaut wird, die für die erhöhten Verluste verantwortlich ist. Diese Tendenz zu einer turbulenten Ablösung äußert sich ebenfalls in der Verteilung der Geschwindigkeiten in der Grenzschicht, die für die Auslegungsbedingungen an der Hinterkante in Bild 5.20 aufgetragen sind. Deutlich wird das Geschwindigkeitsdefizit in den Grenzschichten der rauen Schaufeln, das ein Zeichen der Tendenz zu einer turbulenten Ablösung ist. Dabei ist das größte Geschwindigkeitsdefizit für die Grenzschicht über der Rauigkeit der Konfiguration B1 zu verzeichnen (bis zu 10%), gefolgt von der Konfiguration B2 und der Konfiguration B3. Oberflächenrauhigkeit führt also zu einer deutlichen Reduzierung der Geschwindigkeiten in der Grenzschicht, die sich in den Grenzschichtgrößen mit einer großen Verdrängungsdicke, einem angestiegenen Formfaktor und einem reduziertem Schubspannungsbeiwert äußert. Das Geschwindigkeitsdefizit für die rauen Schaufeln ist weniger ausgeprägt in den Verläufen der Impulsverlustdicke wiedergegeben, obwohl diese häufig (z.B. Traupel [90]) zur Bestimmung der Profilverluste herangezogen wird. Die dort angegebene Berechnung der Impulsverlustdicke (Impulsmangeldicke) berücksichtigt den Einfluß der Kompressibilität nicht. Deshalb kann hier nicht direkt von den Werten der Impulsverlustdicke an der Hinterkante des Verdichterprofils auf die Verluste geschlossen werden.

Die Auswirkung der Oberflächenrauhigkeiten auf die Turbulenz in der Grenzschicht ist ein weiterer wichtiger Aspekt. Beachtenswert ist, daß zum Teil erhöhte Verluste und veränderte Grenzschichtgrößen festgestellt wurden, die Turbulenz in der Grenzschicht aber unverändert blieb. Im Bereich der laminaren Ablöseblase wird eine Verringerung der turbulenten Schwankungen der Geschwindigkeit durch Oberflächenrauhigkeit festgestellt, die durch die geringeren Scherschichten der in ihrer Stärke reduzierten laminaren Ablöseblase verursacht wird. In der turbulenten Grenzschicht wird durch die rauhe Oberfläche Turbulenz produziert, so daß an der Hinterkante in den Grenzschichten der rauen Schaufeln höhere Turbulenzgrade vorliegen als bei der glatten Referenzschaufel. Die Unterschiede zwischen der glatten und der rauen Schaufel sind relativ gering, mit der eindimensionalen Hitzdraht-Meßtechnik aber noch deutlich zu erkennen. Eine Auswertung von Energiespektrien und turbulenten Längenmaßen (Hilgenfeld [91]) könnte in Zukunft aber weitere Einblicke in die Turbulenzstrukturen ermöglichen. Eine Bestimmung der Reynold'schen Scheinspannungen ist mit einer

eindimensionalen Sonde ebenfalls nicht möglich, aber für zukünftige Untersuchungen ebenfalls von großem Interesse. Trotzdem ist auch mit einer einfachen Auswertung der Einfluß der Rauhigkeit auf die Turbulenz in der Grenzschicht gut nachzuvollziehen.

Neben der bis jetzt vorgestellten detaillierten Analyse der Meßergebnisse ist aber auch die Frage eines Zusammenhangs zwischen einer die Oberflächenrauhigkeit beschreibenden Kenngröße und den durch diese Oberflächenrauhigkeit erzeugten Verlusten ein wesentlicher Aspekt. In den bisherigen Untersuchungen wird oft eine mit einem Rauhigkeitskennwert gebildete Reynoldszahl als Entscheidungskriterium angegeben, mit dem eine Oberfläche in hydraulisch glatt oder rau eingeordnet werden kann (z.B. Scholz [45]). Die im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchungen gewonnen Ergebnisse wurden auch hinsichtlich eines solchen Kennwertes ausgewertet. Eine ungeklärte Fragestellung ist dabei, welcher Rauhigkeitskennwert als Längenmaß für die Berechnung der Reynoldszahl verwendet werden sollte. Vorstellbar ist auch eine Kombination eines lateralen und eines vertikalen Kennwertes, wie es auch von Hürlimann [27] vorgeschlagen wurde. Die hier durchgeführten Messungen an einem hochbelasteten Verdichtergitter (FVV-V3) mit unterschiedlichen Rauhigkeiten ließen sich jedoch am besten mit einer auf den arithmetischen Mittenrauhwert bezogenen Reynoldszahl darstellen (Bild 5.21). Bei dieser Darstellung werden die Zusatzverluste der jeweiligen Oberflächenrauhigkeiten über einer mit den Zuströmbedingungen und dem arithmetischen Mittenrauhwert gebildeten Reynoldszahl

$$Re_{Ra} = \frac{w_1 * R_a}{v} \quad (5.1)$$

aufgetragen. Dabei wird auch zwischen den verschiedenen Zuström-Winkeln unterschieden. Auffällig ist die gute Übereinstimmung der Verläufe der einzelnen Konfigurationen bei den Zuström-Winkeln $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ bei niedrigen rauhigkeitsbezogenen Reynoldszahlen. Die gute Übereinstimmung beschränkt sich also nur auf die Fälle, in denen die Strömung der rauen Schaufel über der gesamten turbulenten Lauflänge der saugseitigen Grenzschicht anliegt. Sobald ein turbulent abgelöster Strömungszustand vorliegt, kann keine Übereinstimmung mehr festgestellt werden. Dies gilt insbesondere für einen Zuström-Winkel von $\beta_1=140^\circ$. Dort ist die Verlustentwicklung stark von der jeweiligen Oberfläche abhängig. Für die Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ kann eine Näherung des durch Oberflächenrauhigkeit verursachten Verlustes mit einer Potenzfunktion durchgeführt werden. Um eine Abschätzung der Verluste zu erhalten, kann der Zusammenhang

$$\Delta\omega = 1.2 * 10^{-7} * Re_{Ra}^{3.2} \quad (5.2)$$

verwendet werden. Bei einem Zuström-Winkel von $\beta_1=140^\circ$ ist keine sinnvolle Näherungsfunktion der Meßergebnisse denkbar, da die Ergebnisse stark von der jeweiligen Oberfläche abhängen. Daher sollte die Rauhigkeit für den häufigsten Betriebspunkt ausgelegt werden.

Die wesentlichen Erkenntnisse der Messungen lassen sich stichpunktartig wie folgt zusammenfassen:

- Die Ergebnisse der Nachlauftraversierung zeigen, daß die durch Oberflächenrauhigkeit erzeugten Verluste der Saugseite zugeordnet werden können, die Druckseite zeigt keinen Rauhigkeitseinfluß.
- Sowohl die Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen als auch die Ergebnisse der Laser-2-Fokus Messungen zeigen, daß eine laminare Ablöseblase durch Oberflächenrauhigkeit abgeschwächt oder unterdrückt wird.
- Eine Verschiebung der laminar-turbulenten Transition zur Vorderkante konnte im untersuchten Zuström-Reynoldszahlbereich anhand der Laser-2-Fokus Ergebnisse nicht beobachtet werden.
- Die durch Oberflächenrauhigkeit erzeugten Verluste können der turbulenten Grenzschicht der Saugseite zugeordnet werden. Dies wird anhand der Entwicklung der Grenzschicht-Größen deutlich. So wird in der turbulenten Grenzschicht durch Oberflächenrauhigkeit ein Geschwindigkeitsdefizit in Wandnähe festgestellt. Dieses Defizit ist zum einen für die Verluste verantwortlich und führt zum anderen zur Tendenz einer turbulenten Ablösung, die bei großen Zuström-Reynoldszahlen auch in den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen festgestellt werden kann.
- Die Turbulenz in der turbulenten Grenzschicht wird durch Oberflächenrauhigkeit angefacht; allerdings ist bei Steigerung der Zuström-Reynoldszahl noch vor einer Anfachung der Turbulenz eine Zunahme der Verluste zu beobachten, so daß nicht die Anfachung der Turbulenz zu der Verlustproduktion führt.
- Die verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten haben eine unterschiedliche Auswirkung auf die Umströmung des Verdichterprofils. Die stärkste Auswirkung hat die präzisionsgeschmiedete Oberfläche B1, deren Höhenkennwerte auch die größten der drei Oberflächen repräsentiert. Die Konfiguration B2 stellt ebenfalls eine präzisionsgeschmiedete Oberfläche dar. Allerdings sind sowohl die lateralen als auch die vertikalen Kenngrößen der Rauhigkeit kleiner als die der Konfiguration B1. Daher ist auch die Auswirkung auf die

Strömung geringer. Mit den kleinsten lateralen und großen vertikalen Kenngrößen bewirkt die Konfiguration B3 die geringste Veränderung der Profilumströmung.

- Für die Zuströmwinkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ ist eine ähnliche Umströmung der glatten Schaufel festzustellen, so daß auch der Rauigkeitseinfluß für diese Zuström-Winkel ähnlich ist. Der Zuström-Winkel $\beta_1=140^\circ$ zeigt schon für die glatte Schaufel eine turbulente Ablösung und somit ein völlig verändertes Strömungsverhalten. Für diesen Fall ist auch der Rauigkeitseinfluß verändert.
- Für die Zuström-Winkel $\beta_1=129^\circ$ und $\beta_1=132^\circ$ kann eine Abschätzung der durch Oberflächenrauhigkeit verursachten Zusatz-Verluste angegeben werden. Diese hängen bei dieser einfachen Korrelation nur von einer rauigkeitsbezogenen Reynoldszahl ab. Um eine allgemeingültige Korrelation zu erhalten, reichen die hier vorgestellten Messungen an einer Profilgeometrie mit drei verschiedenen Rauigkeiten sicher nicht aus.

Damit lassen sich einfache Grundregeln für die Auslegung mit Rücksicht auf die Rauigkeit bilden, die jedoch einen Idealfall darstellen. Bei hochbelasteten Verdichterbeschauflungen können diese Kriterien nicht immer erfüllt werden. Eine weitere Einschränkung ergibt sich aufgrund der instationären Zuströmung in einer realen Maschine, bei der die Grenzschicht eine sich zeitlich ändernde Form annimmt. Da die hier untersuchten Rauigkeiten keinen negativen Einfluß auf die beschleunigte laminare Grenzschicht der Saugseite haben, sollte bei einer Profilauslegung mit Rücksicht auf die Oberflächenrauhigkeit eine möglichst lange beschleunigte laminare Grenzschicht auf der Saugseite realisiert werden. Daran sollte sich eine laminare Ablöseblase anschließen, deren Stärke durch eine entsprechende Rauigkeit wieder reduziert wird. Die sich anschließende turbulente Grenzschicht sollte so kurz wie möglich gehalten werden, um einen negativen Rauigkeitseinfluß zu reduzieren. Eine saugseitige turbulente Ablösung muß vermieden werden, da diese auf Rauigkeit besonders anfällig reagiert. Auch für die Fertigung lassen sich Angaben über die Endbearbeitung der Schaufeln machen. So ist eine aufwendige Oberflächenbearbeitung z.B. durch polieren auf der Druckseite und im vorderen Bereich der Saugseite nicht erforderlich. Der hintere Teil der Saugseite sollte im Bereich der turbulenten Grenzschicht jedoch so glatt wie möglich gehalten werden, um zusätzliche Verluste durch Rauigkeit zu vermeiden. Dabei können in den rauen Bereichen der Schaufel durchaus Rauigkeiten entsprechend der Konfiguration B1 (Tabelle 4.2) zugelassen werden.

6 Numerische Untersuchungen

Neben der Verbesserung des physikalischen Verständnisses rückt in zunehmendem Maße die numerische Simulation von Strömungsvorgängen in den Vordergrund. Da mit zuverlässigen Strömungsberechnungsverfahren eine kostengünstige Alternative zu aufwendigen Versuchsreihen gegeben ist, soll im folgenden auf die Möglichkeit der numerischen Strömungs simulation mit Berücksichtigung des Rauigkeitseinflusses eingegangen werden. Die verstärkt eingesetzten 3-D Navier-Stokes-Verfahren (Hildebrandt [41]) haben dabei eine immer größere Bedeutung erlangt, da wegen der steigenden Rechnerleistungen in vertretbaren Zeiten die Simulation komplexer 3-dimensionaler Strömungsvorgänge gelingt. Die Simulation der Profilgrenzschichten ist mit diesen Verfahren aber immer noch mangelhaft, da eine ausreichende Auflösung der wandnahen Strömungsvorgänge zu stark verfeinerten Netzen in dieser Region führt. Damit wird die numerische Simulation derzeit aus Zeit- und Speicherplatzgründen noch selten durchgeführt. Zudem wird meistens eine vollturbulente Rechnung durchgeführt.

Eine Vereinfachung der Navier-Stokes-Gleichungen ergibt sich aus einer zweidimensionalen Formulierung, die für die Berechnung von Grenzschichten eingesetzt wird. Mit der Beschränkung des Rechengebietes auf die wandnahen Bereiche gelingt eine hohe Auflösung der Grenzschicht und die Betrachtung transitionaler Vorgänge. Diese Fähigkeiten sind für die Betrachtung des Rauigkeitseinflusses notwendig. Eine weitere Vereinfachung kann mit sogenannten Integralverfahren erzielt werden, bei denen eine Geschwindigkeitsverteilung in der Grenzschicht vorgegeben wird. Eine exakte Berechnung der Geschwindigkeitsverteilung in der Grenzschicht ist aber somit nicht möglich. Trotz des Vorteils einer sehr schnellen Berechnung der integralen Grenzschichtgrößen wurde im Rahmen dieser Rechnungen auf den Einsatz eines Integralverfahrens verzichtet. Statt dessen wurde ein von Scheuerer [56] entwickeltes Verfahren (Alfa) verwendet, mit dem eine hohe Auflösung der Grenzschicht erreicht wird. Da mit den Grenzschichtrechenverfahren keine Bestimmung der Umströmung des Verdichterprofils möglich ist, muß eine Geschwindigkeitsverteilung am Grenzschichtrand entweder aus Messungen oder aus einer kompletten Strömungsfeldberechnung ermittelt und als Randbedingung an das Grenzschichtrechenverfahren übergeben werden.

Im Vorfeld der Messungen am HGK wurde eine numerische Studie des Rauigkeitseinflusses auf die Strömung um das Verdichtergitter FVV-V3 durchgeführt. Mit dieser Studie sollte der Rauigkeitseinfluß abgeschätzt werden, um dann festzulegen, welche Meßtechniken geeignet erschienen, den Rauigkeitseinfluß am HGK zu erfassen. Damit konnte insbesondere die für die Doppel-Pitot Nachlaufmeßtechnik zu erwartende Druckdifferenz in ihrer Größenordnung bestimmt werden. Ein weiterer wichtiger Aspekt war die Frage, inwieweit die Profildruckverteilung durch Oberflächenrauigkeit verändert wird, da Bammert und Milsch [21] und Saxena et al. [23] eine große Auswirkung der Rauigkeit auf die Profildrücke

festgestellt haben. Für Turbinengitter konnte dies allerdings nicht festgestellt werden (Speidel [24]). Als Referenzdruckverteilung wurden Messungen von Scheugenpflug [92] herangezogen, um die Qualität der Rechnungen beurteilen zu können. Da keine Meßergebnisse an rauen Schaufeln zu diesem Zeitpunkt vorlagen, wurde eine Koppelung zwischen dem Grenzschichtrechenverfahren Alfa II und einem Euler-Verfahren eingeführt, die sich an den Arbeiten von Bell [58] orientiert.

Das Grenzschichtrechenverfahren Alfa II wurde von Scheuerer im Auftrag der Fa. Siemens weiterentwickelt (Scheuerer [93]) und führte zu dem Grenzschichtrechenverfahren Alfa 3.0. Neben einer grafischen Benutzeroberfläche ist die stabilere Strömungsberechnung dieses Verfahrens hervorzuheben. Vor allem der geplante Einsatz verschiedener Turbulenzmodelle ließ eine Verwendung dieses Verfahrens sinnvoll erscheinen, zumal auch an den Einsatz sogenannter Reynoldsspannungsmodelle gedacht war. Bis zum Abschluß dieser Arbeit konnte auf diese Erweiterungen nicht zurückgegriffen werden, so daß nur ein Turbulenzmodell verwendet worden ist. Die Ergebnisse der Koppelung Alfa II mit einem Euler-Verfahren zeigten grundlegende Schwierigkeiten bei der Berechnung des Rauhigkeitseinflusses mit den Grenzschichtrechenverfahren, so daß eine genaue Analyse der Probleme bei der Grenzschichtrechnung sinnvoll erschien. Das Grenzschichtrechenverfahren Alfa 3.0, das auf den gleichen Grundgleichungen und dem gleichen Rauhigkeitsmodell basiert wie das Verfahren Alfa II, wurde deshalb nicht mit dem Euler-Verfahren gekoppelt, sondern als Eingabe Ergebnisse der Messungen am HGK verwendet. Da zu diesem Zeitpunkt auch die Ergebnisse der Laser-2-Fokus Messungen auf der Saugseite verfügbar waren, wurde ein Vergleich mit den Messungen durchgeführt, um so die Schwachstellen des Rauhigkeitsmodells aufzudecken und verbessern zu können.

6.1 Koppelung Euler-Verfahren mit Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II

Trotz der heute üblichen hohen Rechenleistungen moderner Rechenanlagen ist die Berechnung des Strömungsfeldes eines Verdichtergitters mit Navier-Stokes-Gleichungen eine zeitaufwendige Prozedur. Um ein schnelles und trotzdem aussagekräftiges Berechnungsverfahren zu erhalten, werden die das Strömungsfeld beschreibenden Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie in ihrer dreidimensionalen Form einer Vereinfachung unterworfen (Bell [94]). Dazu wird das Strömungsfeld nach dem Prandtl'schen Konzept (Prandtl [95]) in eine Außenströmung, in der alle Reibungseffekte vernachlässigt werden, und in eine Grenzschichtströmung nahe der Wand unterteilt. Diese Aufteilung des Strömungsfeldes ist allerdings nur bei genügend hohen Reynoldszahlen sinnvoll. Diese Voraussetzung ist mit den hier zu betrachtenden Reynoldszahlen zwischen 10^5 und 10^6 sicher erfüllt. Für die reibungsfreie Außenströmung ergeben sich dann aus den Navier-Stokes-Gleichungen die Euler-Gleichungen. Die Reibungseffekte werden nur in den wandnahen Schichten, in der Grenzschicht,

berücksichtigt. Aus dieser Strömungsaufteilung ergibt sich das Problem, die Außenströmung sinnvoll mit der Grenzschichtströmung zu verbinden. Wenn durch diese Koppelung der Außenströmung mit der Grenzschichtströmung eine konvergierte Lösung der Strömungsberechnung vorliegt, können mit einer Berechnung des Ausmischungsprozesses hinter dem Gitter integrale Beurteilungsparameter bestimmt werden, welche die Gittercharakteristik beschreiben und einen Vergleich mit den am HGK gewonnenen Meßergebnissen erlauben.

6.1.1 Beschreibung der Rechenverfahren

Im folgenden werden die mathematischen und physikalischen Grundlagen der für die Koppelung verwendeten Verfahren kurz vorgestellt. Besonderer Wert wird auf die Erläuterung des Grenzschicht-Rechenverfahrens Alfa II und des darin enthaltenen Turbulenz-Modells sowie des Rauhigkeitsmodells gelegt. Dasselbe Rauhigkeits-Modell ist auch in das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0 implementiert, das im zweiten Teil der numerischen Arbeit verwendet wird.

6.1.1.1 Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II

Für die Modellierung der reibungsbehafteten Grenzschichtströmung wird das von Scheuerer [56] entwickelte Rechenverfahren Alfa II herangezogen. Dieses Verfahren wurde für die Berechnung des Wärmeübergangs an Turbinenschaufeln entwickelt, ist aber aufgrund der allgemeingültigen Formulierung auch für die Berechnung von Grenzschichten bei Verdichterschaufeln geeignet. Im Gegensatz zu dem von Bell [58] [94] verwendeten integralen Grenzschicht-Rechenverfahren löst das in Alfa II implementierte Verfahren Bilanzgleichungen der abhängigen Variablen für die um die Gitterpunkte gelegten Kontrollvolumina. Eine detaillierte Beschreibung des Grenzschicht-Rechenverfahrens Alfa II ist in Scheuerer [96] zu finden. Aus den Navier-Stokes-Gleichungen ergeben sich für den Fall einer stationären und zweidimensionalen Strömung die folgenden zeitlich gemittelten Massen-, Impuls- und Energieerhaltungsgleichungen (Scheuerer [96]):

$$\frac{\partial(\rho U)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho V)}{\partial y} = 0 \quad (6.1)$$

$$\frac{\partial(\rho U^2)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho VU)}{\partial y} = -\frac{dP}{dx} + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu \frac{\partial U}{\partial y} - \rho \bar{uv} \right) \quad (6.2)$$

$$\frac{\partial(\rho Uh_i)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho Vh_i)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h_i}{\partial y} - \rho \bar{h'v} + U \left[\left(1 - \frac{1}{Pr} \right) \mu \frac{\partial U}{\partial y} - \rho \bar{uv} \right] \right]. \quad (6.3)$$

Die Mittel- und Schwankungswerte der Geschwindigkeit werden durch die Symbole U , V sowie u , v wiedergegeben. Der statische Druck wird als konstant über der Grenzschicht angenommen, er verändert sich nur in Strömungsrichtung und wird mit P dargestellt. Die Totalenthalpie lässt sich über die statische Enthalpie, die mittlere kinetische Energie und die kinetische Energie der Turbulenzbewegung zu

$$h_t = h + \frac{U^2}{2} + k \quad (6.4)$$

ermitteln. Die kinetische Energie der Turbulenzbewegung wird über die Schwankungswerte der Geschwindigkeit

$$k = \frac{1}{2}(\bar{u^2} + \bar{v^2} + \bar{w^2}) \quad (6.5)$$

berechnet. Mit h' ist in Gl. 6.3 der Schwankungswert der statischen Enthalpie bezeichnet. Die Beschreibung des Fluids als ideales Gas erfolgt über die Dichte $\rho(P, T)$, die dynamische Viskosität $\mu(T)$ und die Prandtl-Zahl $Pr(T)$. Für ideale Gase gilt die Beziehung

$$dh = \left(\frac{\partial h}{\partial T} \right)_P dT = c_p dT \quad (6.6)$$

mit c_p als im allgemeinen temperaturabhängige, spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck. Für ideale Gase kann die Dichte über den Druck, die Temperatur und die spezifische Gaskonstante R_G ermittelt werden

$$\rho = \frac{P}{R_G T}. \quad (6.7)$$

Die zeitliche Mittelung von Schwankungsgrößen wird durch das Überstreichen der jeweiligen Ausdrücke dargestellt. Der Ausdruck $\rho \tilde{V}$ beinhaltet zwei Terme:

$$\rho \tilde{V} = \rho V + \overline{\rho' v}. \quad (6.8)$$

Die durch Zeitmittelung erhaltene Dichte und Normalgeschwindigkeit wird durch ρV repräsentiert. Der zweite Term stellt die zeitliche Mittelung der Schwankungswerte von Dichte und Geschwindigkeit dar. In der Normalrichtung sind diese beiden Terme in kompressiblen Grenzschichten von gleicher Größenordnung. Bei einer Massenmittelung der Geschwindigkeiten ergibt sich die Normalgeschwindigkeit zu

$$\tilde{V} = \frac{\rho V + \overline{\rho' v}}{\rho}. \quad (6.9)$$

Der Massenstrom ρU in der Hauptströmungsrichtung ist in Grenzschichten wesentlich größer als die entsprechenden zeitgemittelten Schwankungswerte $\overline{\rho' u}$ der Hauptströmung. Deswegen kann der Ausdruck $\overline{\rho' u}$ vernachlässigt werden. Die aus der Mittelung der nichtlinearen und konvektiven Terme der Erhaltungsgleichungen entstandenen Korrelationen $\overline{\rho' uv}$ und $\overline{\rho' hv}$ in Gl. 6.2 und Gl. 6.3 repräsentieren den Transport von Impuls und Energie durch die turbulenten Schwankungsbewegungen. Dabei stellt $\overline{\rho' uv}$ eine turbulente Schubspannung dar, diese wird auch Reynolds-Spannung genannt. Analog dazu kennzeichnet die Größe $\overline{\rho' hv}$ einen turbulenten Energienfluß. Diese beiden Terme sind weitere Unbekannte in dem Gleichungssystem, so daß die Gleichungen nicht mehr lösbar sind. Um das die Grenzschichtströmung beschreibende Gleichungssystem zu schließen, müssen diese zusätzlichen Unbekannten über Annahmen zu dem Turbulenzverhalten der Strömung ausgedrückt werden. Die Verknüpfung dieser Unbekannten mit bekannten Größen der Strömung geschieht durch die Turbulenzmodelle. Bei dem im Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II eingesetzten Turbulenzmodell handelt es sich um die von Lam und Bremhorst [97] entwickelte Variante des sogenannten $k-\epsilon$ Turbulenzmodells von Launder und Spalding. Diese Variante des Standardmodells ist auch auf Gebiete anwendbar, in denen die molekulare Viskosität von Bedeutung ist. Dies ist wichtig für relaminarisierende und transitionale Grenzschichten und in unmittelbarer Wandnähe. Ausgangspunkt für die Anwendung des $k-\epsilon$ Turbulenzmodells ist die Einführung der Wirbelviskositäthypothese. Dabei wird die turbulente Schubspannung als proportional zu dem mittleren Geschwindigkeitsgradienten angesetzt. Bei der Voraussetzung zweidimensionaler Grenzschichten ergibt sich dann die Reynoldsspannung zu

$$-\rho \overline{uv} = \mu_t \frac{\partial U}{\partial y}. \quad (6.10)$$

Dabei ist die Wirbelviskosität μ_t keine Stoffgröße, sondern hängt von der lokalen Turbulenzstruktur ab. Das hier verwendete Turbulenzmodell beschreibt die Wirbelviskosität durch zwei Größen. Zum einen ist dies die turbulente kinetische Energie k und zum anderen deren Dissipationsrate ϵ . Für die Wirbelviskosität kann aus Dimensionsüberlegungen die Beziehung

$$\mu_t = c_\mu f_\mu \rho \frac{k^2}{\epsilon} \quad (6.11)$$

hergeleitet werden. Dabei stellt c_μ eine empirische Konstante dar, während die Funktion f_μ den direkten Einfluß der molekularen Viskosität auf die Wirbelviskosität ausdrückt. Für $f_\mu=1$ ist das Modell von Lam Bremhorst mit dem Standardmodell identisch; dies gilt im vollturbulen-

ten Bereich. Zur Berechnung der lokalen Werte von k und ϵ werden die folgenden halbempirischen Transportgleichungen verwendet:

$$\frac{\partial(\rho U k)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho V k)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial y} \right] + P_k - \rho \epsilon \quad (6.12)$$

$$\frac{\partial(\rho U \epsilon)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho V \epsilon)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial y} \right] + c_{\epsilon 1} f_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} P_k - c_{\epsilon 2} f_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k}. \quad (6.13)$$

Dabei werden durch die Terme auf der linken Seite der Gl. 6.12 und Gl. 6.13 der konvektive Transport durch die Hauptströmung, durch die Terme auf der rechten Seite der diffusive Transport durch die Turbulenzbewegung sowie die Produktion und Vernichtung von k und ϵ repräsentiert. Das in diesen Gleichungen auftretende Produktionsglied ist mit

$$P_k = \mu_t \left(\frac{\partial U}{\partial y} \right)^2 \quad (6.14)$$

definiert. Die in den Modellgleichungen auftretenden vier empirischen Konstanten ($c_{\epsilon 1}$, $c_{\epsilon 2}$, σ_k , σ_ϵ) sowie die Funktionen $f_{\epsilon 1}$ und $f_{\epsilon 2}$ werden von Scheuerer [96] näher beschrieben.

In das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II ist ein Modell zur Simulation von Rauhigkeiteffekten eingearbeitet, das auf den Arbeiten von Finson [98] basiert. Mit dem Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II können Strömungsvorgänge zwischen den Rauhigkeitselementen nicht aufgelöst werden. Deshalb werden die globalen Effekte einer erhöhten Turbulenzbewegung simuliert. Für das implementierte Rauhigkeitsmodell wird die rauhe Oberfläche idealisiert als eine Oberfläche betrachtet, die mit regelmäßig angeordneten Halbkugeln mit dem Durchmesser S_R bedeckt ist. Für jedes Halbkugelelement der Oberfläche wird die lokale Nachlaufströmung betrachtet. Dabei stellt Scheuerer [96] fest, daß ein zusätzlicher Term in der Gleichung der turbulenten kinetischen Energie ausreichend ist. Auf die Einführung der von Finson [98] vorgeschlagenen empirischen Terme in den Impuls-, Energie- und Dissipationsgleichungen wurde verzichtet. Zur Herleitung dieses Zusatzterms in der Gleichung der turbulenten kinetischen Energie wird ein isoliertes Rauhigkeitselement betrachtet, um das ein Kontrollvolumen gelegt wird (Bild 6.1). Die im Nachlauf eines Elementes erzeugte turbulente kinetische Energie wird über $c_R U^2$ berechnet; dabei ist U die lokale Geschwindigkeit und c_R eine empirische Konstante. Durch Multiplikation mit dem Massenstrom, der durch dieses Rauhigkeitselement aufgehalten wird, ergibt sich die lokale Zusatzproduktion von k

$$P_r^* = c_r \rho U^3 d(y) \delta y. \quad (6.15)$$

Diese Zusatzproduktion von k wird in dem Kontrollvolumen $S_r^2 \delta y$ erzeugt (Bild 6.1), so daß sich die Zusatzproduktion pro Volumeneinheit aus

$$P_r = c_r \frac{\rho U^3}{S_r^2} d(y) \quad (6.16)$$

ergibt. Bei Halbkugeln dichtester Packung ist S_r dem Durchmesser der Halbkugeln gleichzusetzen. Die empirische Konstante c_r wird von Scheuerer mit 0.001 angegeben.

Das numerische Verfahren zur Lösung der zweidimensionalen, parabolischen Differentialgleichungen beruht auf der GENMIX-Methode von Spalding. Da die Lösung der Gleichungen schrittweise in Strömungsrichtung erfolgt, ist dieses Verfahren nicht in der Lage einen Informationsfluß gegen die Strömungsrichtung zu erfassen. Dies ist zum Beispiel in Bereichen von Strömungsablösung gegeben, die somit nicht erfaßt werden können. Da wenige Grenzschicht-Rechenverfahren für den Einsatz in Turbomaschinen existieren, die ein Rauhigkeitsmodell enthalten, mußte diese Einschränkung hingenommen werden.

6.1.1.2 Euler Verfahren

Für die Berechnung der reibungsfreien Außenströmung wird ein von Lecheler [99] entwickeltes zeitabhängiges und dreidimensionales Euler-Verfahren verwendet. Die Lösung der Euler-Rechnung erfolgt auf strukturierten Netzen, wobei das Netz der S1 Ebene C-förmig ist. Die dreidimensionale Berechnung der Strömung erlaubt es, den Einfluß der Strömungskontraktion durch die Seitenwandgrenzschichten zu berücksichtigen. Gerade bei Verdichtergittern ist die Modellierung dieser Seitenwandgrenzschichten von großer Bedeutung, da sie die Belastung des Gitters und somit die Profil-Grenzschichten stark beeinflussen (Bell [58]). Um das Strömungsfeld um das Verdichtergitter mit Hilfe des Euler-Verfahrens berechnen zu können, muß ein geeignetes Rechennetz in der S1 Ebene (Blade to Blade) erzeugt werden. Die Erzeugung dieses Basisnetzes erfolgt in mehreren Schritten. Als erstes wird ein algebraisches Netz erzeugt. Bei der Erstellung dieses Netzes ist die freie Vorgabe der Netzlinienanzahl sowie die Verdichtung des Netzes in Bereichen hoher Gradienten ein wichtiges Merkmal. Das so erzeugte Netz weist aber für eine Strömungsberechnung Schwachpunkte auf, die in der Nicht-orthogonalität des Netzes und in den ungleichmäßigen Netzpunktabständen begründet sind (Bild 6.2, oben). Eine Verbesserung des Netzes wird durch die Vorgabe besserer innerer und äußerer Randbedingungen sowie einer nachfolgenden Lösung der Poisson-Gleichungen erzielt. Das so verbesserte C-förmige Netz ist in Bild 6.2 unten dargestellt. Dieses optimierte Netz in der S1 Ebene wird anschließend vervielfältigt und in Schaufelhöhe gestaffelt. Der

Einfluß der Stromröhrenkontraktion wird durch eine Verkleinerung der Gitter-Austrittsfläche berücksichtigt. Somit ist das 3-D Netz für die reibungsfreie Berechnung des Strömungsfeldes erzeugt.

Die allgemeingültigen Erhaltungssätze für Masse, Impuls und Energie werden unter Vernachlässigung von Reibung und Wärme vereinfacht. Durch die Verwendung von konservativen Variablen bei der mathematischen Formulierung und der Diskretisierung werden Unstetigkeiten wie Verdichtungsstöße und Trennflächen automatisch aufgelöst. Somit lauten die dimensionslosen 3-D Euler-Gleichungen in ihrer konservativen Form nach Lecheler [99]:

$$\frac{\partial \tilde{Q}}{\partial t} + \frac{\partial \tilde{E}}{\partial x} + \frac{\partial \tilde{F}}{\partial y} + \frac{\partial \tilde{G}}{\partial z} = 0. \quad (6.17)$$

Mit den Vektoren:

$$\tilde{Q} = \begin{bmatrix} \rho \\ \rho U \\ \rho V \\ \rho W \\ e_i \end{bmatrix} \quad \tilde{E} = \begin{bmatrix} \rho U \\ \rho U^2 + p \\ \rho VU \\ \rho WU \\ U(e_i + p) \end{bmatrix} \quad \tilde{F} = \begin{bmatrix} \rho U \\ \rho UV \\ \rho V^2 + p \\ \rho WV \\ V(e_i + p) \end{bmatrix} \quad \tilde{G} = \begin{bmatrix} \rho W \\ \rho UW \\ \rho VW \\ \rho W^2 + p \\ W(e_i + p) \end{bmatrix}. \quad (6.18)$$

Dabei ergibt sich der statische Druck für ein ideales Gas aus der Zustandsgleichung mit

$$p = (\kappa - 1) \left[e_i - \frac{1}{2} \rho (U^2 + V^2 + W^2) \right]. \quad (6.19)$$

Für eine Berechnung in komplexen räumlichen Geometrien erfolgt eine Transformation auf konturangepaßte, krummlinige Koordinaten. Bei dieser Transformation bleibt die konservative Form erhalten. Die numerische Lösung wird mit dem nichtiterativen, faktorisierten impliziten Finite-Differenzen-Verfahren von Beam und Warming [100] durchgeführt. Das hier für die numerischen Untersuchungen eingesetzte Euler-Verfahren wurde von Lecheler [99] entwickelt.

6.1.1.3 Koppelung der beiden Verfahren

Die Koppelung zwischen dem Grenzschichtrechenverfahren Alfa II und dem Euler Verfahren hat die Aufgabe, an einer geeigneten Trennfläche zwischen den beiden Strömungsberechnungsverfahren die Wechselwirkung zwischen reibungsbehafteter und reibungsfreier

Strömung physikalisch sinnvoll wiederzugeben. Dazu werden sogenannte Koppelungsbedingungen aufgestellt. Diese Koppelungsbedingungen fordern, daß die Strömungsfelder der reibungsfreien und der reibungsbehafteten Rechenverfahren außerhalb der Grenzschicht gleich sein müssen. Deshalb sollten die Gradienten der Strömungsgrößen in diesem Bereich vernachlässigbar klein werden. Aus den Koppelungsbedingungen ergibt sich die Forderung, daß sich an den gemeinsamen Berechnungsrandern eine Kontinuität von Druck- und Strömungsgrößen normal zur Trennungslinie einstellt. Das hier eingesetzte Koppelungs-Verfahren verbindet das Euler-Verfahren mit dem Grenzschicht-Rechenverfahren an der Verdrängungsdicke der Grenzschicht. Damit ist die Trennungslinie zwischen den beiden Verfahren mit dem Verlauf der Verdrängungsdicke identisch. Normal zu dieser Trennungslinie findet kein Massentransport und Impuls austausch statt. Es wurde eine direkte Koppelung verwendet, die auf dem Verfahren von Bell [58] [94] basiert. Bei dem direkten Verfahren wird eine um die Verdrängungsdicke aufgedickte Schaufel als neue Eingabe für die Netz-Generierung des Euler-Verfahrens verwendet. Die mit der aufgedickten Schaufel durch das Euler-Verfahren berechnete Druckverteilung ist eine neue Eingabe für das Grenzschicht-Rechenverfahren, das damit eine neue Verdrängungsdicke berechnet. Damit ist eine Iterationsschleife des Koppelungsverfahrens durchlaufen, so daß nach Überprüfung einer geeigneten Abbruchbedingung, wenn notwendig, eine weitere Iteration durchgeführt werden kann. Als Abbruchkriterium wurde hier die Verdrängungsdicke gewählt, so daß die Rechnung abgebrochen wird, wenn die neu berechnete Verdrängungsdicke innerhalb einer frei wählbaren Genauigkeit mit der des vorherigen Berechnungsschrittes übereinstimmt. Es handelt sich also um ein iteratives und explizites Koppelungsverfahren, bei dem die Berechnung der beiden Strömungsfelder nicht nur getrennt, sondern auch zeitlich nacheinander erfolgt. Da das Grenzschicht-Rechenverfahren eine Ablösung durchaus vorhersagen kann, aber an der Ablösestelle abbricht, wird die direkte Koppelung nach Bell [58] [94] mit Relaxation zur Konvergenzbeschleunigung eingesetzt. Dabei gilt die folgende Relaxationsbeziehung:

$$\delta_i^{i+1} = \delta_i^{i-1} + \xi(\delta_i^i - \delta_i^{i-1}). \quad (6.20)$$

Der Index i steht dabei für die laufende Rechnung; der Relaxationsfaktor wurde einer Unterrelaxation entsprechend in dem Bereich $0 < \xi < 1$ gewählt. Das Profil wird dann nicht mehr mit der gesamten neuen Verdrängungsdicke aufgedickt, sondern nur mit einem Teil der Veränderung der Verdrängungsdicke. Eine Unterrelaxation dämpft dabei das numerische System, so daß ein Aufschwingen verhindert werden kann. Allerdings steigt damit die Rechenzeit bis zum Erreichen einer konvergierten Lösung an.

6.1.2 Ergebnisse der Koppelung

Die folgenden Ergebnisse der numerischen Strömungssimulation an dem Verdichtergitter FVV-V3 werden mit Messungen von Scheugenpflug [92] verglichen. Diese Messungen werden auch zur korrekten Simulation der Stromröhrenkontraktion herangezogen. Daher wird die gerechnete isentrope Profil-Machzahlverteilung im folgenden den Ergebnissen von Scheugenpflug gegenübergestellt. Ein Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen von Scheugenpflug mit den hier vorgestellten Messungen (Bild 5.1) zeigt jedoch eine gute Übereinstimmung, so daß die Entwicklung der gerechneten Grenzschichtgrößen mit den Ergebnissen der Laser-2-Fokus Messungen auf der Saugseite verglichen werden können. Dabei wird die gemessene Grenzschichtentwicklung der glatten Schaufel und die der Konfiguration B1 verwendet, da dort der größte Rauhigkeitseinfluß vorliegt. Eine ausführliche Diskussion der Rechnungen erfolgt in Leipold [101].

Die numerische Strömungssimulation bei der Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$, Auslegungs-Machzahl $Ma_1=0.67$ und dem Auslegungswinkel $\beta_1=132^\circ$ wird in Bild 6.3 dargestellt. Das Diagramm a zeigt die isentropen Profil-Machzahlen bei verschiedenen mit dem Durchmesser der Halbkugeln gebildeten Reynoldszahlen.

$$Re_{SR} = \frac{w_1 * S_R}{\nu} \quad (6.21)$$

Diese Kennzeichnung der Rauhigkeit wurde in Anlehnung an Gleichung 5.1 gewählt, um eine bessere Vergleichbarkeit zu erhalten. Der Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen mit der Messung von Scheugenpflug zeigt, daß besonders auf der Druckseite eine gute Übereinstimmung der glatten Rechnung mit der Messung erzielt wurde. Auf der Saugseite wird die Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen ebenfalls gut wiedergegeben. Allerdings kann die in der Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen der Messung deutlich sichtbare laminare Ablöseblase von dem Rechenverfahren nicht wiedergegeben werden. Das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II bricht normalerweise an der Stelle der Ablösung ab. Damit könnte eine Koppelung zwischen Euler-Verfahren und Alfa II nicht durchgeführt werden, da für einen Teil der Schaufel keine Verdrängungsdicke berechnet würde, die als Bindeglied zur Koppelung notwendig ist. Deshalb wurde kurz vor der Position der laminaren Ablöseblase eine laminar-turbulente Transition durch einen kurzen Anstieg in der turbulenten kinetischen Energie herbeigeführt. Für steigende Durchmesser steigt Re_{SR} ebenfalls an; die Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen zeigt aber nur eine geringe Abhängigkeit von dem Durchmesser. Lediglich für den größten Durchmesser kann eine geringe Verschiebung der isentropen Profil-Machzahlen zu höheren Werten sowohl auf der Druck- als auch auf der Saugseite festgestellt werden. Die Verläufe des Formfaktors H_{12} (Bild 6.3, b) zeigen auf der Saugseite eine Stromaufverlagerung des Transitionsgebietes mit steigendem

Halbkugeldurchmesser, die bei dem größten Durchmesser sogar die Vorderkante erreicht. Im Bereich der Transition fällt der Formfaktor von einem Wert $H_{12} = 2.8$, der die laminare Grenzschicht kennzeichnet, auf $H_{12} = 1.8$ ab, der typisch für die turbulente Grenzschicht ist. Der Vergleich mit den Messungen zeigt, daß der laminar-turbulente Umschlag der Rechnung zu früh stattfindet. Zudem zeigt die Messung keine Stromaufverlagerung des Umschlagpunktes bei der rauen Oberfläche B1. Auf der Druckseite kann nur für den Fall der größten Halbkugeln ein reduzierter Formfaktor festgestellt werden. Die Grenzschichtdicke δ (Bild 6.3, c) zeigt auf der Saugseite die Verschiebung des Transitionsebene zur Vorderkante durch einen starken Anstieg in diesem Bereich. An der Hinterkante zeigt die Rechnung einen deutlichen Einfluß der Rauigkeit auf die Grenzschichtdicke, der durch die Verschiebung der Transition zur Vorderkante verursacht wird. Ein Rauigkeitseinfluß auf die Grenzschichtdicke an der Hinterkante konnte bei dieser Zuströmbedingung anhand der Laser-2-Fokus Messungen nicht erkannt werden. Auf der Druckseite kann ein Rauigkeitseinfluß auf die Grenzschichtdicke nur für den größten Halbkugeldurchmesser beobachtet werden. Die Verdrängungsdicke δ_1 (Bild 6.3, d) stellt das Bindestück zwischen dem reibungsfreien Euler-Verfahren und dem Grenzschicht-Rechenverfahren dar und zeigt auf der Saug- und Druckseite nur für den großen Halbkugeldurchmesser eine Aufdickung, die sich in einer geringen Erhöhung der isentropen Profil-Machzahlen auswirkt. Auch die Impulsverlustdicke δ_2 (Bild 6.3, e) ist nur für die größte Rauigkeit stark aufgedickt. Der Schubspannungsbeiwert C_f (Bild 6.3, f) zeigt ebenfalls, daß der laminar-turbulente Umschlag zu früh berechnet wird. Die erzwungene Transition für die glatte Rechnung resultiert außerdem im Vergleich zur glatten Messung in einem zu hohen Maximum des Schubspannungsbeiwertes bei $x/l=0.3$, welches das Ende des Transitionsebereiches kennzeichnet. An der Hinterkante wird unabhängig von der Beschaffenheit der Oberfläche ein starker Abfall berechnet, der aber auf numerische Dämpfungsprobleme der Koppelung an der Hinterkante zurückzuführen ist.

Der Vergleich der Ergebnisse der Rechnungen mit den Meßergebnissen zeigt, daß das verwendete Grenzschicht-Verfahren prinzipiell die Grenzschichtentwicklung der glatten Schaufel richtig beschreibt. Die Problematik einer laminaren Ablöseblase führt jedoch zu der Einführung einer erzwungenen Transition in das Grenzschicht-Rechenverfahren, die eine Vergleichbarkeit mit den Messungen erschwert. Die isentrope Profil-Machzahlverteilung wird nur geringfügig durch die unterschiedlichen Rauigkeiten verändert. Die Koppelung wurde jedoch wegen der Annahme einer starken Wechselwirkung eingeführt, die nicht bestätigt wurde. Um eine zuverlässige Strömungsfeldberechnung zu erhalten, muß vor allem das Grenzschicht-Rechenverfahren genauer untersucht und verbessert werden. Da im Zeitrahmen dieser Arbeit eine weiterentwickelte Version des Grenzschicht-Rechenverfahrens zur Verfügung gestellt wurde, wurden die weiteren Untersuchungen mit dieser neuen Version (Alfa 3.0) durchgeführt.

6.2 Grenzschichtrechnungen mit dem Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0

Auch das neue Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0 basiert auf den in Kapitel 6.1.1.1 vorgestellten Gleichungen (Scheuerer et al. [96] [93]). Lediglich der numerische Lösungsalgorithmus und das Turbulenzmodell wurden verändert. Besonders die geplante Implementierung weiterer Turbulenzmodelle und die benutzerfreundliche grafische Oberfläche machen das neue Verfahren nicht nur für dieses Projekt interessant. Auf eine Koppelung des neuen Grenzschicht-Rechenverfahrens mit dem Euler-Verfahren wurde aus folgenden Gründen verzichtet:

- Die numerischen Untersuchungen mit dem gekoppelten Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa II haben keine nennenswerte Veränderung der isentropen Profil-Machzahlen ergeben. Somit kann eine gemessene Geschwindigkeits-Verteilung auf dem Profil als Randbedingung der Rechnung auch bei verschiedenen Oberflächenrauhigkeiten verwendet werden.
- Die numerische Simulation der Grenzschichtentwicklung muß genau analysiert werden, um die Schwachstellen des Verfahrens feststellen zu können. Erst nach einer Verbesserung des Grenzschicht-Rechenverfahrens ist eine Koppelung sinnvoll, da dann auch integrale Beurteilungsparameter mit den Messungen verglichen werden können.

6.2.1 Beschreibung des Grenzschicht-Rechenverfahrens Alfa 3.0

Das numerische Verfahren zur Lösung der zweidimensionalen, parabolischen Gleichungen beruht auf einer konservativen Finite-Volumen-Methode von Leschziner [102]. Das Verfahren ist wie bei Alfa II in Strömungsrichtung fortschreitend und somit nicht in der Lage, eine Rückströmung zu erfassen. Die das Strömungsfeld beschreibenden Gleichungen sind in Kapitel 6.1.1.1 bereits vorgestellt worden und auch für das neue Verfahren gültig. Lediglich das Turbulenzmodell erfährt eine Veränderung. So wird die von Launder und Shamra entwickelte „Low-Reynolds-Number“ Variante des auch in Alfa II eingesetzten $k-\epsilon$ Turbulenzmodells von Launder und Spalding verwendet. Das im Rechenverfahren Alfa 3.0 eingesetzte Rauhigkeitsmodell ist mit dem im Rechenverfahren Alfa II identisch. Eine detaillierte Beschreibung der Grundgleichungen, des Lösungsverfahrens und der notwendigen Eingaben für das Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0 wird von Scheuerer et al. [93] gegeben.

6.2.2 Ergebnisse der Rechnungen und Vergleich mit den Messungen

Da die Messungen am rauen Verdichtergitter FVV-V3 keinen Rauigkeitseinfluß auf der Druckseite zeigten und eine detaillierte Untersuchung der Grenzschicht aus diesem Grund auf

der Saugseite durchgeführt wurde, wurden sämtliche Rechnungen mit Alfa 3.0 ebenfalls ausschließlich auf der Saugseite durchgeführt. Als Grundlage für die notwendigen Eingabegrößen dienten die jeweiligen Messungen am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal. Zunächst werden Ergebnisse der numerischen Berechnung der Grenzschicht-Größen der glatten Schaufel im Vergleich zu den Ergebnissen der Laser-2-Fokus Messungen vorgestellt.

Für die Auslegungsbedingung ($Ma_1=0.67$, $Re_1=450000$, $\beta_1=132^\circ$) ist der Vergleich zwischen der Rechnung und der Messung am glatten Verdichtergitter in [Bild 6.4](#) gegeben. Die Rechnung wurde an der Vorderkante mit laminaren Startbedingungen begonnen und am Beginn der laminaren Ablöseblase abgebrochen. Der Bereich der Ablöseblase wird durch die Rechnung ausgespart, erst nach der Ablösung wird mit turbulenten Startwerten die Rechnung erneut gestartet und bis zur Hinterkante durchgeführt. Dabei werden die Startwerte der turbulenten Rechnung mit den Ergebnissen der Laser-2-Fokus Messungen soweit wie möglich in Übereinstimmung gebracht. Insgesamt wird die Grenzschicht durch das Grenzschicht-Rechenverfahren in guter Übereinstimmung mit der Messung wiedergegeben. Im Bereich der laminaren Grenzschicht werden die Größen δ , δ_1 und δ_2 vom Verlauf her sehr gut berechnet, wenn auch mit geringfügig erhöhten Werten im Vergleich zur Messung. Der Formfaktor H_{12} zeigt mit dem berechneten Anstieg auf sehr hohe Werte zum Bereich der laminaren Ablöseblase hin die gleiche Tendenz wie die Messungen. Durch diesen Anstieg wird die sich daran anschließende laminare Ablösung deutlich. Der Schubspannungsbeiwert C_f sinkt in der laminaren Grenzschicht kontinuierlich ab; dieses Verhalten zeigen sowohl Rechnung als auch Messung. Der berechnete Schubspannungsbeiwert liegt jedoch unter dem gemessenen. Die Entwicklung der turbulenten Grenzschicht zeigt für δ , δ_1 und δ_2 an der Hinterkante zu geringe Werte der Rechnung im Vergleich zur Messung. Der Verlauf des Formfaktors H_{12} und des Schubspannungsbeiwertes C_f gibt die Messungen gut wieder, auch wenn der Schubspannungsbeiwert der Rechnung an der Hinterkante zu hoch ist.

Die Gegenüberstellung von Rechnung und Messung an der glatten Schaufel bei einer Zuström-Reynoldszahl von $Re_1=600000$ kann [Bild 6.5](#) entnommen werden. Im Bereich der laminaren Grenzschicht fallen Abweichungen nur für den Formfaktor H_{12} auf, der starke berechnete Anstieg zur laminaren Ablöseblase hin ist bei den Messungen weniger stark ausgeprägt. Die Unterschiede zwischen Messung und Rechnung sind in der turbulenten Grenzschicht stärker entwickelt. So wird der starke Anstieg von δ , δ_1 und δ_2 der Messung von der Rechnung weniger ausgeprägt wiedergegeben. Der Formfaktor H_{12} der Rechnung liegt in der gesamten turbulenten Grenzschicht unterhalb der Meßwerte, während der Schubspannungsbeiwert C_f zu hoch berechnet wird. Insgesamt kann jedoch von einer guten Übereinstimmung zwischen der Rechnung und der Messung ausgegangen werden. Die Abweichungen im hinteren Bereich der turbulenten Grenzschicht können auf eine fehlende Modellierung der laminaren Ablöseblase des Grenzschicht-Rechenverfahrens Alfa 3.0 zurückgeführt werden.

Eine detaillierte Untersuchung der Wirkung des numerischen Rauhigkeitsmodells im Vergleich zu den Messungen ist notwendig, um eine Verbesserung des implementierten Rauhigkeitsmodells durchführen zu können. Als Vergleich mit den Messungen werden dabei die Meßwerte der Konfiguration B1 herangezogen, da dort der Rauhigkeitseinfluß am deutlichsten sichtbar wird. Da ein Zusammenhang zwischen einem Rauhigkeitsparameter der Konfiguration B1 und dem Halbkugel-Durchmesser des numerischen Rauhigkeitsmodells nicht bekannt ist, werden die Messungen der Konfiguration B1 einer Variation des Halbkugel-Durchmessers gegenübergestellt.

Die Ergebnisse dieser Gegenüberstellung von Numerik und Experiment sind in Bild 6.6 für die Auslegungs-Reynoldszahl $Re_1=450000$ dargestellt. Dabei fällt als erstes auf, daß unterhalb einer Grenz-Reynoldszahl von $Re_{SR}=42$ das Grenzschicht-Rechenverfahren in eine laminare Ablöseblase mündet und nach dem turbulenten Wiederauflösen der Grenzschicht die Rechnung, wie schon bei den glatten Schaufeln, neu gestartet werden mußte. Zudem fallen die Verläufe mit denen der glatten Rechnung zusammen, so daß unterhalb dieses Grenzdurchmessers kein Einfluß des numerischen Rauhigkeitsmodells auf die Grenzschicht festgestellt werden kann. Sobald der Durchmesser den Grenzwert überschreitet, kann das Rechenverfahren die Grenzschicht von der Vorderkante bis zur Hinterkante ohne Unterbrechung berechnen. Dabei wird eine Transition bei $X/l=0.5$ festgestellt. Bei weiterer Steigerung des Durchmessers wandert das Transitionsgebiet stromaufwärts bis zur Vorderkante. Dieses Verhalten kann besonders anhand der Formfaktoren und des Schubspannungsbeiwertes nachvollzogen werden. Ein Vergleich mit den Messungen an der Konfiguration B1 ergibt jedoch ein anderes Verhalten der Grenzschicht bei rauher Oberfläche. Die Grenzschichtdicke δ , die Verdrängungsdicke δ_1 und die Impulsverlustdicke δ_2 zeigen einen starken Anstieg im Bereich der turbulenten Grenzschicht, während die Rechnung die hohen Werte nur aufgrund einer Stromaufverlagerung des Umschlagbereiches erreicht. Die laminare Ablöseblase ist auch bei der Konfiguration B1 noch vorhanden, so daß ein derartig starker Einfluß der Rauhigkeit auf den Transitionspunkt, wie er von der Rechnung festgestellt wird, in der Realität nicht vorliegt. Auch der starke Anstieg des Formfaktors H_{12} sowie der starke Abfall des Schubspannungsbeiwertes C_f , wie ihn die Messung an der Hinterkante ergab, wird von der Rechnung nicht erfaßt.

Diese Unterschiede werden bei einer Steigerung der Zuström-Reynoldszahl auf $Re_1=600000$ noch deutlicher (Bild 6.7). Der starke Anstieg der Grenzschichtdicke δ , der Verdrängungsdicke δ_1 und der Impulsverlustdicke δ_2 kann von der Rechnung nicht nachvollzogen werden. Ebenfalls unzureichend werden die Verläufe des Formfaktors und des Schubspannungsbeiwertes an der Hinterkante erfaßt. Gerade das Verhalten der turbulenten Grenzschicht ist aber für die Entstehung der Verluste ausschlaggebend. Dieses Verhalten wird durch das in dem Grenzschicht-Rechenverfahren Alfa 3.0 implementierte Rauhigkeitsmodell nicht erfaßt.

Dabei lassen sich mehrere Gründe für die Probleme aufführen, den Rauigkeitseinfluß numerisch zu erfassen:

- Die Rauigkeit wird in Alfa 3.0 durch einen Produktionsterm in der turbulenten kinetischen Energie-Gleichung simuliert. Somit wird bei steigender Rauigkeit die Turbulenz in der Grenzschicht erhöht. Dieses führt zu einer Verschiebung des laminar-turbulenten Umschlags zur Vorderkante. Der Vergleich der Turbulenzgrad-Messungen mit der Entwicklung der Verluste zeigt, daß vor einer Beeinflussung des Turbulenzgrades schon erhöhte Verluste gemessen werden. Erst bei deutlich meßbaren zusätzlichen Verlusten ist auch die Turbulenz der Grenzschicht erhöht. Die Laser-2-Fokus Messungen ergaben eine Reduzierung der wandnahen Geschwindigkeiten, die durch den Quellterm in der Gleichung der turbulenten kinetischen Energie nicht erfaßt werden können. Deshalb ist ein Senkenterm in der Impulsgleichung notwendig, der diesen Abbremsungseffekt der Rauigkeit berücksichtigt.
- Die Problematik, daß eine laminare Ablöseblase nicht simuliert werden kann, führt bei einem Neustart der Rechnung hinter der Ablöseblase zu Startbedingungen, die nicht mit den tatsächlichen Bedingungen hinter einer laminaren Ablöseblase übereinstimmen. Als Beispiel sei die Verteilung der Turbulenz in der Grenzschicht genannt, die kurz hinter einer laminaren Ablöseblase nicht durch einen einfachen Neustart der Rechnung berücksichtigt werden kann.
- Das in Strömungsrichtung fortschreitende Verfahren befindet sich nicht nur bei einer laminaren Ablöseblase außerhalb des Anwendungsbereiches, sondern auch bei einer turbulenten Ablösung der Strömung. Da durch Rauigkeit eine Tendenz zur turbulenten Ablösung aufgebaut wird, ist auch dieser Effekt nur schwer in das Grenzschicht-Rechenverfahren zu integrieren.
- In Absprache mit Herrn Dr. Scheuerer wurde ein Quellterm in der Impulsgleichung deaktiviert, der bei einer ablösegefährdeten Strömung eine Beschleunigung bewirkt, um somit über eine Ablöseblase hinwegrechnen zu können. Die Ergebnisse wären sonst sowohl im Bereich der Ablöseblase als auch dahinter stark verfälscht.

6.3 Verbesserung des Rauigkeitsmodells

Ein Teil der Verbesserungen zur Beseitigung der in Kapitel 6.2.2 genannten Probleme stellt einen gravierenden Eingriff in das Grenzschicht-Rechenverfahren dar und konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt werden. Dazu zählen das Implementieren eines geeigneten Blasenmodells sowie die Fähigkeit, eine turbulente Ablösung zu berechnen. In dieser Arbeit

geht es um das Rauhigkeitsmodell, dessen Verbesserung nach einem Vergleich der Rechnung mit den Meßergebnissen sinnvoll erscheint. Die fehlende Simulation des Abbremsungseffektes der Rauhigkeit führt zu der Überlegung, einen geeigneten Senkenterm in der Impulsgleichung einzuführen, der in Anlehnung an den Quellterm in der Gleichung der turbulenten kinetischen Energie aufgebaut ist. Auch Christoph und Pletcher [48] geben einen Widerstandsterm für ein Rauhigkeitselement an, der als Senkenterm in der Impulsgleichung wirkt. Von diesen Überlegungen ausgehend, wurde ein beschleunigungsabhängiger Senkenterm in die Impulsgleichung integriert. Dabei wurde von der Überlegung ausgegangen, daß die Energie, die am Rauhigkeitselement in turbulente kinetische Energie umgewandelt wird, aus Gleichgewichtsgründen zu einer Verminderung der Impulsenergie der Strömung führen muß. Da die Messungen zudem eine Abhängigkeit der Rauhigkeitseffekt von dem Druckgradienten der Strömung ergaben, wurde das Modell auf Bereiche der Strömung mit positiven Druckgradienten beschränkt und mit dem Druckgradienten gekoppelt:

$$P_{U,R} = -\frac{dp}{dx} c_U \frac{\rho U^3}{s_R^2} d(y) \quad (6.22)$$

Die Konstante c_U wurde mit 1.0^6 festgelegt. Mit diesem Senkenterm, der sich auf den Bereich der Rauhigkeitselemente beschränkt, wird eine Verminderung des Impulses und somit der Strömungsgeschwindigkeit in Wandnähe erreicht.

Die verbesserte Simulation der Grenzschichtentwicklung mit dieser Erweiterung des Rauhigkeitsmodells wird für die Auslegungs-Reynoldszahl nachgewiesen. So wird die Grenzschichtentwicklung auf der Saugseite für den glatten Fall sowie für eine rauhe Oberfläche mit dem alten und dem neuen Modell berechnet und mit der Messung an der Konfiguration B1 verglichen (Bild 6.8). Dabei wird der laminare Teil der Grenzschicht für beide Modelle glatt gerechnet, da für die beschleunigte laminare Grenzschicht nur ein geringer Rauhigkeitseinfluß festgestellt werden konnte. Um die zwei Modelle besser vergleichen zu können, wird die turbulente Grenzschicht mit identischen Eingabewerten berechnet. Nur so kann der Einfluß der Rauhigkeit auf die turbulente Grenzschicht verglichen werden. Der Anstieg der Grenzschichtdicke δ im turbulenten Bereich der Grenzschicht wird durch die glatte Rechnung nicht so stark berechnet, wie er anhand der Messung der Konfiguration B1 beobachtet wird. Das alte Modell bringt hier nur eine geringfügige Verbesserung, während das erweiterte Modell eine wesentlich bessere Übereinstimmung mit den Messungen erzielt. Die Verdrängungsdicke δ_1 wird durch das alte Rauhigkeits-Modell mit ihrem Anstieg zur Hinterkante ebenfalls zu dünn berechnet. Auch hier zeigt das verbesserte Rauhigkeits-Modell eine wesentlich bessere Übereinstimmung. Die Impulsverlustdicke δ_2 der Rechnungen ist an der Startposition etwas zu hoch. Da der Anstieg zur Hinterkante hin durch das alte Modell weniger stark ausgeprägt ist, gleichen sich die Werte an der Hinterkante einander an. Das neue Modell zeigt hingegen von der

Startstelle an geringfügig erhöhte Werte, trifft den Anstieg aber wesentlich besser als das alte Modell. Der Formfaktor H_{12} wird durch das alte Rauhigkeitsmodell im Vergleich zur glatten Rechnung ebenfalls kaum verändert. Das neue Modell zeigt auch hier Vorteile, auch wenn der auf eine turbulente Ablösung hindeutende starke Anstieg des Formfaktors an der Hinterkante unterbestimmt wird. Der Schubspannungsbeiwert C_f zeigt einen deutlichen Einfluß der beiden Rauhigkeitsmodelle. Für beide Modelle kommt es wegen des erhöhten turbulenten Impuls austausches zu einer Erhöhung der Schubspannungsbeiwerte. Das neue Modell zeigt zumindest tendenziell einen stärkeren Abfall zur Hinterkante hin. Der Verlauf ist dem der Messung sehr ähnlich, auch wenn insgesamt zu hohe Werte berechnet werden.

Mit dem erweiterten Rauhigkeits-Modell gelingt es, die Effekte der Oberflächenrauhigkeit besser zu erfassen als mit dem alten Modell, das sich auf eine Veränderung der Turbulenzstrukturen beschränkt. Die Erweiterung des Rauigkeitseinflusses auf die Impulsgleichung führt zu einer besseren Wiedergabe der Grenzschichtentwicklung. Für die hier untersuchten Oberflächenrauhigkeiten wurde die beste Übereinstimmung zwischen Rechnung und Messung bei einem Verhältnis von $Re_{Ra}/Re_{SR} = 0.125$ festgestellt. Ein Schwachpunkt bleibt dabei die Tatsache, daß eine Grenzschicht, die eine turbulente Ablöseneigung aufweist, durch das Grenzschicht-Rechenverfahren offenbar nicht vollständig erfaßt werden kann. Dabei zeigten die Messungen, daß noch keine Rückströmung auftritt. Deshalb müßte das Rechenverfahren eigentlich in der Lage sein, dieses Phänomen zu erfassen.

7 Empfehlungen für weitere Arbeiten

Die hier vorgestellten experimentellen und numerischen Untersuchungen geben einen detaillierten Einblick in die Strömung um ein rauhes Verdichterprofil. Neben einer Variation der Oberflächenrauhigkeit ist die Strömung mit einer Vielzahl unterschiedlicher Meßtechniken untersucht worden. Dabei erlaubt eine starke Modellvergrößerung einen detaillierten Einblick in die Grenzschichtentwicklung, die mit der numerischen Grenzschichtentwicklung verglichen wurde. Die Verteilung der Turbulenz in der Grenzschicht wurde mit einer eindimensionalen Grenzschicht-Hitzdraht-Sonde gemessen. Dabei wird von einer isotropen Turbulenz ausgegangen. Auch das Grenzschicht-Rechenverfahren geht von dieser Annahme aus. Eine isotrope Verteilung der Turbulenz ist in der Grenzschicht jedoch nicht zu erwarten (Wunderwald [42]), so daß in zukünftigen Arbeiten die Turbulenzstruktur mit einer dreidimensionalen Hitzdrahtsonde untersucht werden sollte. Damit können Aussagen über Reynoldsspannungen getroffen werden, die in eine entsprechende Turbulenzmodellierung des Grenzschicht-Rechenverfahrens einfließen könnten. Neben der Bestimmung der dreidimensionalen Struktur der Turbulenz einer Grenzschicht über einer rauen Oberfläche im Vergleich zur glatten Oberfläche ist auch die Bestimmung turbulenter Energiespektren und Längenmaße, besonders im

Vergleich einer rauen zu einer glatten Schaufel, interessant. Diese Verfahren werden von Pinson und Wang [103] zur Untersuchung der Grenzschicht einer rauen Plattenströmung eingesetzt und liefern zusammen mit einer Wavelet-Analyse der Signale vertiefte Einblicke in das Strömungsbild.

Neben einer detaillierten Untersuchung der dreidimensionalen Struktur der Turbulenz scheint auch die genauere Bestimmung der Transitionslage oder der Lage der laminaren Ablöseblase von großem Interesse. Am HGK wird dazu üblicherweise die Dünnfilm-Meßtechnik eingesetzt, die bei der Untersuchung einer rauen Oberfläche aber eine unzulässige Veränderung der Oberflächenstruktur bedeuten würde. Die zur Zeit im Aufbau befindliche Kulite-Meßtechnik könnte für diese Untersuchung eingesetzt werden. Die Kulite-Sensoren könnten beispielsweise unter der Kupferfolie in kleinen Hohlräumen untergebracht werden. Die Kupferfolie müßte dann an dieser Stelle angebohrt werden, um den Kontakt der Strömung mit den Sensoren herzustellen. Unter der Voraussetzung, daß das Luft-Volumen zwischen dem Kulite-Sensor und der Bohrung nicht zu groß ist, kann eine hochfrequente Untersuchung der Wanddrücke erfolgen. Daraus können Rückschlüsse über eine Transition oder Ablöseblase gewonnen werden, wie sie auch mit der Dünnfilm-Meßtechnik möglich sind. Da die Kupferfolie nur angebohrt wird, ist nur eine geringe Veränderung der Strömung über der rauen Kupferfolie zu erwarten. Ein Vergleich der hochfrequent aufgelösten statischen Drücke zwischen der glatten und der rauen Schaufel bietet somit weitere Einblicke in das Strömungsgeschehen um eine rauhe Schaufel.

Neben der Weiterentwicklung der eingesetzten Meßtechniken sollten auch weitere Oberflächen unterschiedlicher Herstellungsverfahren (Adam [104]) untersucht werden. Dabei sollten auch Oberflächen mit einer anisotropen Oberflächenstruktur berücksichtigt werden. Es ist denkbar, daß Herstellungsverfahren, die eine gerichtete Oberflächenrauhigkeit erzeugen, zu einer Verlustminderung führen. So sind Strukturen günstig, die eine Vorzugsrichtung in Strömungsrichtung aufweisen. Auch ein regelmäßiger Abstand zwischen Rauhigkeitselementen könnte so gewählt werden, daß ein Wirbelaufplatz verhindert wird, das zu einem laminar-turbulenten Umschlag führt. Der Transitionspunkt könnte damit stromabwärts verschoben und eine Verlustminderung erreicht werden. In der Regel wird jedoch eine Verluststeigerung durch technische Rauhigkeiten beobachtet werden. Gerade die Bestimmung von Verlustkorrelationen ist nur mit einer ausreichenden Anzahl von untersuchten Oberflächen möglich. Dabei steht nach wie vor die Frage eines Rauhigkeitsparameters im Raum, der aus einer lateralen und einer vertikalen Kenngröße der Rauhigkeit gebildet werden könnte, um damit den Rauhigkeitseinfluß zu beschreiben. Auch dafür reicht die Anzahl der hier vorgestellten Oberflächen nicht aus, obwohl ein Einfluß der dreidimensionalen Rauhigkeit zu erkennen ist. Ein weiterer Aspekt ist die Bestimmung einer zuverlässigen lateralen Rauhigkeitskenngröße. Die in dieser Arbeit verwendeten Größen S und S_m sind dazu gut geeignet; eine statistisch

zuverlässige Bestimmung ist aber nur mit hohem Aufwand möglich, da diese Kenngrößen nur anhand von Profilschnitten bestimmt werden können. Somit ist eine große Zahl von Profilschnitten für eine statistisch zuverlässige Aussage notwendig. Ein weiterer Aspekt ist die Bestimmung typischer Oberflächen für ein bestimmtes Herstellungsverfahren. Die Analyse mit Hilfe einer FFT-Analyse muß aufgrund der statistischen Verteilung der Rauigkeit versagen, da keine periodischen Strukturen vorliegen. Da auch die fraktale Analyse im Rahmen dieser Arbeit versagte bleibt als weitere Möglichkeit eine Wavelet-Analyse der Oberfläche, mit der vielleicht eine Klassifizierung der Rauigkeiten nach den einzelnen Herstellungsverfahren gelingt.

Die Variation des Zuströmwinkels ergab einen veränderten Einfluß der einzelnen Oberflächen. Dies deutet auf einen unterschiedlichen Einfluß der Oberflächenrauigkeit bei verschiedenen Schaufelbelastungen hin. Die Untersuchung des Rauigkeitseinflusses bei verschiedenen Schaufelgeometrien ist deshalb ein weiterer Aspekt, der bei zukünftigen Untersuchungen wichtig ist. Neben einer Untersuchung verschiedener Verdichterprofile ist auch die Verwendung von Turbinenprofilen sinnvoll, da in der Literatur ein unterschiedlicher Einfluß von Oberflächenrauigkeit zwischen Verdichter- und Turbinenschaufeln berichtet wird. Bei der Untersuchung des Rauigkeitseinflusses auf die Strömung um ein Turbinenprofil sollten neben formgebenden Herstellungsverfahren auch Wärme- und Korrosionsschutzschichten berücksichtigt werden (Adam [104]).

In den letzten Jahren sind aktive und passive Methoden zur Strömungsbeeinflussung entwickelt worden. Während bei der Tragflügelaerodynamik verstärkt auf aktive Methoden gesetzt wird (adaptive Flügel), ist im Turbomaschinenbau eher der Einsatz von passiven Verfahren zur Verbesserung des Strömungsverhaltens denkbar. Neben einer Reihe verschiedener passiver Möglichkeiten (siehe Bechert et al. [105]) nehmen vor allem die sogenannten Riblets eine herausragende Stellung ein, die Gegenstand zahlreicher Untersuchungen sind. Auch in der Natur können widerstandsmindernde Strukturen auf der Haut von schnell-schwimmenden Fischen festgestellt werden. Diese sind vornehmlich bei Raubfischen wie z.B. Haien anzutreffen, die auf hohe Angriffsgeschwindigkeiten für erfolgreiche Beutezüge angewiesen sind. Aber auch der aus der Urzeit überlebende Quastenflosser (*Coelacanth Latimeria Chalumnae*) erreicht durch seine rauhe Haut eine über dem ganzen Körper anliegende Strömung und kann somit mit einem sehr geringen Energieverbrauch auch in Regionen mit geringer Nahrungsmitteidichte überleben. Die durch Riblets erzeugten Kanäle in Strömungsrichtung verringern die turbulenten Querbewegungen der Strömung und beeinflussen somit die wandnahe Turbulenz. Dabei konnte in zahlreichen Untersuchungen eine Widerstandsminderung bei Plattenströmungen von bis zu 10% je nach Geometrie der Riblets festgestellt werden (Bechert und Bartenwerfer [106], Bruse et al. [107], Walsh [108]). Die Windkanal-Messungen an einem Kurzstrecken-Flugzeug von van der Hoeven und Bechert [109] ergeben eine Verminderung

von bis zu 6%, wenn das Flugzeug mit Riblet-Folie bedeckt wurde. Interessanterweise wurde auch eine Erhöhung des Auftriebsbeiwertes von 1% festgestellt; beide Phänomene führen zu einem reduzierten Treibstoffverbrauch. Die Untersuchungen von Fang et al. [110] zeigen ermutigende Ergebnisse an einem Verdichtergitter, dessen Oberfläche mit Riblets bestückt worden ist. Dabei wurde eine 10%ige Verminderung der Profilverluste gemessen, die ausschließlich durch Bestücken der Druckseite erreicht wurde. Die Anwendung von widerstandsmindernden Strukturen ist eine vielversprechende Möglichkeit, mit der eine Erhöhung der Wirkungsgrade und somit eine Senkung des Treibstoffverbrauches möglich ist. Allerdings sind diese Strukturen für einen bestimmten Strömungszustand ausgelegt, bei Abweichung von diesen idealen Bedingungen sind erhöhte Verluste zu erwarten, dies sollte bei zukünftigen Untersuchungen derartiger Strukturen berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit können dazu genutzt werden, die numerische Strömungssimulation weiter zu verbessern. Zusätzlich zu der in dieser Arbeit vorgeschlagenen Erweiterung des Rauhigkeitsmodells müssen aber vor allem auch Ablösegebiete erfaßt werden können (siehe auch Römer [111], Engber [112]). Da Modelle zur Erfassung von Ablöseblasen in integralen Grenzschicht-Rechenverfahren erfolgreich eingesetzt wurden und im Vergleich zu einer glatten Grenzschichtrechnung veränderte Konstanten zur Berücksichtigung von Oberflächenrauhigkeit existieren (Scholz [45]), wäre die Verwendung eines integralen Rechenverfahrens sicher interessant. Neben der Modellierung von Ablösegebieten spielt auch die Turbulenzmodellierung eine wichtige Rolle bei der numerischen Simulation von Rauhigkeitseffekten. Die Verwendung sogenannter Reynolds-Spannungsmodelle kann in Verbindung mit der meßtechnischen Erfassung dieser Schein-Spannungen mit Hilfe der 3-D Hitzdraht-Anemometrie zu einer wesentlichen Verbesserung des Grenzschicht-Rechenverfahrens beitragen. Die Koppelung eines Euler-Verfahrens mit einem so verbesserten Grenzschicht-Rechenverfahren führt sicher zu einer genaueren Bestimmung der integralen Beurteilungsgrößen einer Gitterströmung. Die weiter zunehmende Rechenleistung moderner Computer lässt auch den Einsatz von Navier-Stokes-Verfahren mit einer sehr feinen Auflösung der Grenzschicht und der rauen Oberfläche zumindest denkbar erscheinen. In Verbindung mit einer Large Eddy Simulation oder einer direkten numerischen Simulation werden die Rauhigkeitseffekte dann direkt und ohne Modellbildung berechenbar.

8 Zusammenfassung

Die aus ökologischen und ökonomischen Gründen notwendige Senkung des Treibstoffverbrauchs moderner Flugzeuggastturbinen ist auf verschiedenen Wegen zu erreichen. Dazu zählt zum einen die Verbesserung der Komponenten-Wirkungsgrade und zum anderen die Steigerung des Kreisprozeß-Wirkungsgrades. Der Wirkungsgrad des Kreisprozesses lässt sich

sowohl durch steigende Druckverhältnisse als auch durch steigende Turbineneintrittstemperaturen erhöhen. Diese Veränderung der Prozeßparameter muß aber mit konstruktiven Veränderungen der einzelnen Komponenten einhergehen, dies wird besonders bei einer Erhöhung der Turbineneintrittstemperatur deutlich, da die Turbine nun in verstärktem Maße gekühlt werden muß, um einen sicheren Betrieb zu gewährleisten. Eine verstärkte Kühlung führt aber zu einer Reduktion des Gesamtwirkungsgrades der Turbomaschine. Auch bei einer Erhöhung des Druckverhältnisses treten zusätzliche Probleme auf, die eine mögliche Steigerung des Prozeß-Wirkungsgrades zunichte machen können. Bei steigenden Druckverhältnissen liegen im Hochdruckbereich des Verdichters immer höhere Reynoldszahlen vor. Demzufolge nehmen die Grenzschichtdicken stark ab. Die damit einhergehende Abnahme der Dicke der laminaren Unterschicht führt bei gleicher Rauhigkeit der umströmten Flächen zu einer Erhöhung der Verluste. Die umströmten Komponenten im Hochdruckbereich müssen deshalb mit aufwendigen und kostenintensiven Methoden poliert werden. Davon sind besonders die Schaufeln eines Verdichters betroffen, da sie bei zu hohen Rauhigkeiten die geforderte Umlenkung und Verzögerung der Strömung nicht mehr erzielen können. Die Kriterien, anhand derer eine maximal zulässige Rauhigkeit festgelegt wird, sind zumeist aus Untersuchungen mit Sandkornrauhigkeiten ermittelt worden. Es existieren Tabellen, in denen den konventionellen Fertigungsverfahren eine äquivalente Sandkornrauhigkeit zugeteilt wird (Scholz [45]). Neben der Schwierigkeit, einem bestimmten Fertigungsverfahren nun eine äquivalente Sandkornrauhigkeit zuordnen zu müssen, wird dabei vor allem die Dreidimensionalität der Rauhigkeit vernachlässigt. Über den Einfluß fertigungsbedingter Oberflächenrauhigkeit moderner Herstellungsverfahren auf das Strömungsverhalten eines Verdichtergitters waren bisher keine Untersuchungen verfügbar. Die vorliegende Arbeit soll diese Lücke schließen und eine Datenbasis über den Rauhigkeitseinfluß moderner Fertigungsverfahren schaffen, mit der Auslegungskriterien und Auslegungsverfahren verbessert werden können. Zudem soll das strömungstechnische Verständnis durch eine detaillierte experimentelle Untersuchung des Rauhigkeitseinflusses verbessert werden, um damit numerische Verfahren weiter zu entwickeln.

Die experimentelle Untersuchung des Rauhigkeitseinflusses moderner Fertigungsverfahren am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal erforderte eine Anpassung vorhandener und den Aufbau neuer Meßtechniken. Die Verwendung eines Modell-Verdichtergitters mit großen Abmessungen führte zu einer hohen räumlichen Auflösung der interessanten Strömungsgebiete. Um die geometrische Ähnlichkeit zwischen der Rauhigkeit realer Schaufeln und der Rauhigkeit der Modell-Verdichter Schaufel zu erhalten, mußte ein spezielles Verfahren zur vergrößerten Übertragung der fertigungsbedingten Rauhigkeiten entwickelt werden. Als erstes wurden die Oberflächen von Verdichterschäufeln gemessen, die mit verschiedenen modernen Fertigungs-Verfahren hergestellt worden sind. Die dreidimensionale Messung der Oberflächenstrukturen wurde mit einem Weißlicht-Interferometer durchgeführt. Die

Ergebnisse der optischen Messung der Oberflächenstruktur wurden zur Steuerung eines Laser-Mikro-Bearbeitungsverfahren herangezogen, mit dem die Oberfläche geometrisch skaliert auf eine Kupferfolie übertragen wurde. Nachdem diese Kupferfolie als Inlay auf die Verdichterschaufel übertragen wurde, konnten umfangreiche Messungen am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal durchgeführt werden. Neben der Erfassung der statischen Profildrücke und des Verlustverhaltens der rauen Schaufel wurde die saugseitige Grenzschicht mit hochauflösenden Meßverfahren untersucht.

Die Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen führten einerseits zu einem prinzipiellen Verständnis des Rauigkeitseinflusses, zum anderen kann bei verschiedenen Rauigkeiten eine unterschiedliche Beeinflussung der Strömung festgestellt werden. Dabei zeigen die Ergebnisse, daß es nicht wie in der Literatur oft berichtet zu einer Erhöhung der Verluste aufgrund einer Verschiebung des Transitionsbereiches stromauf kommt. Die Ursache der erhöhten Verluste ist vielmehr auf eine Reduktion der Geschwindigkeiten in den wandnahen Bereichen der turbulenten Grenzschicht zurückzuführen. Dies führt zu einer erhöhten Ablöseneigung der turbulenten Grenzschicht der rauen Schaufel, die aber erst bei hohen Zuström-Reynoldszahlen auch in den Verteilungen der isentropen Profil-Machzahlen deutlich sichtbar wird. Die im unteren Zuström-Reynoldszahlbereich auftretende laminare Ablöseblase wird durch Oberflächenrauhigkeit in ihrer Stärke reduziert oder bei schwacher Ausprägung ganz unterdrückt. Die damit verbundene Verlustminderung wird aber durch den Abbremsungseffekt der Rauigkeit in den wandnahen Bereichen der turbulenten Grenzschicht überkompensiert. Die Ergebnisse der Nachlauftraversierung zeigen deutlich, daß die zusätzlichen Verluste, die durch Oberflächenrauhigkeit erzeugt wurden, der Saugseite zugeordnet werden können. Die Druckseite spielt eine untergeordnete Rolle. Die Untersuchung der Turbulenz in der Grenzschicht zeigt eine Turbulenzproduktion in der turbulenten Grenzschicht der rauen Schaufel. Dieser Effekt ist aber gerade bei kleinen Rauigkeiten nicht mehr meßbar, obwohl noch deutlich erhöhte Verluste für die rauhe Schaufel festgestellt wurden. Dies deutet darauf hin, daß die Erhöhung der Turbulenz durch Oberflächenrauhigkeit eher ein sekundärer Effekt ist. Viel ausgeprägter ist die Abbremsung der Strömungsgeschwindigkeiten in Wandnähe durch die rauen Oberflächen, die zu einer Verlusterhöhung führen. Die Verlustentwicklung der verschiedenen untersuchten Oberflächen zeigt für niedrige Zuströmwinkel, bei denen eine laminare Ablöseblase und eine turbulent anliegende Strömung vorliegt, ein von der auf den arithmetischen Mittenrauhwert bezogenen Reynoldszahl abhängiges Verhalten. Bei dem größten Zuströmwinkel kann schon für die glatte Schaufel eine turbulente Ablösung beobachtet werden, die durch eine rauhe Profiloberfläche verstärkt wird. Der Einfluß der Rauigkeit ist neben der Rauigkeitshöhe somit stark von der Profilumströmung und Belastung abhängig. Für die Strömungszustände, bei denen keine turbulente Ablösung auftritt, kann mittels einer einfachen Abschätzung der Einfluß der Rauigkeit auf die Profilverluste bestimmt werden.

Die Untersuchung des Einflusses der durch moderne Herstellungsverfahren entstandenen Oberflächenrauhigkeiten zeigt Unterschiede zu den bisherigen Untersuchungen (z.B. Bammert und Milsch [21]) anhand von Sandkornrauhigkeiten, die zur Simulation konventioneller Fertigungsverfahren verwendet wurden. So konnte weder ein Einfluß der durch moderne Rauhigkeiten entstandenen Rauhigkeiten auf die laminare Grenzschicht noch auf die Position des laminar-turbulenten Umschlages festgestellt werden. Die hier untersuchten modernen Fertigungsverfahren haben einen moderateren Einfluß auf die Schaufelumströmung als die Rauhigkeiten konventioneller Fertigungsverfahren.

Die Ergebnisse der Messungen können dazu verwendet werden, um einige Auslegungs- und Fertigungshinweise für Verdichterschaufeln aufzustellen. Die Untersuchungen des Rauigkeitseinflusses an einem Verdichtergitter am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal zeigen keinen meßbaren Einfluß der hier untersuchten Rauhigkeiten auf der Druckseite. Eine aufwendige Nachbehandlung der Oberfläche der Druckseite ist also nicht notwendig, dort kann eine Rauigkeit toleriert werden, die der Konfiguration B1 (präzisionsgeschmiedet) entspricht. Auch die beschleunigte laminare Grenzschicht der Saugseite zeigte keinen negativen Rauigkeitseinfluß; die nach einer kurzen Verzögerung folgende laminare Ablöseblase wird durch Rauigkeit verkleinert oder unterdrückt. Auch in diesem Bereich ist eine aufwendige Nachbearbeitung der Oberfläche nicht erforderlich. Wenn eine laminare Ablöseblase auftritt, ist eine gewisse Rauigkeit sogar erwünscht, um eine Reduzierung der laminaren Ablöseblase zu erhalten. Wichtig ist jedoch eine hohe Oberflächengüte im Bereich der turbulenten Grenzschicht der Saugseite, dort werden die Rauigkeit verursachten Verluste erzeugt. Im Bereich der saugseitigen turbulenten Grenzschicht ist demnach eine Nachbearbeitung der Oberfläche notwendig. Auch bei der Auslegung der Profilgeometrie kann auf Rauigkeitseinflüsse Rücksicht genommen werden. Während für die Druckseite keine besonderen Rauigkeitsprobleme zu berücksichtigen sind, ist auf der Saugseite eine möglichst lange laminare Grenzschicht mit einer anschließenden laminaren Ablöseblase günstig, da dort größere Rauigkeiten ertragen werden. Die anschließende turbulente Grenzschicht sollte so kurz wie möglich gehalten werden, da dort eine aufwendige Nachbearbeitung der Oberfläche notwendig ist. Eine turbulente Ablösung auf der Saugseite sollte vermieden werden, da diese sensibler auf Rauigkeit reagiert als eine anliegende Strömung.

Neben der experimentellen Untersuchung des Rauigkeitseinflusses wurde auch eine numerische Simulation des Rauigkeitseffektes durchgeführt. Die im Vorfeld der experimentellen Untersuchungen durchgeführte Koppelung eines Euler-Verfahrens mit einem Grenzschicht-Rechenverfahren offenbarte Schwächen in der Berechnung der Grenzschichten, so daß eine detaillierte Analyse der Ergebnisse der Grenzschicht-Rechnung durchgeführt wurde. Dabei sind zunächst zwei grundlegende Einschränkungen des Grenzschicht-Rechenverfahrens zu

erwähnen. Sowohl die Erfassung einer laminaren Ablöseblase als auch einer turbulenten Ablösung ist aufgrund des in Strömungsrichtung fortschreitenden Verfahrens nicht möglich. Das in dem Grenzschicht-Rechenverfahren implementierte Rauhigkeits-Modell besteht aus einem Produktionsterm für die turbulente kinetische Energie. Da die Messungen aber eine bremsende Wirkung der Rauhigkeit im Bereich der turbulenten Grenzschicht zeigte und keine Verschiebung des Transitionspunktes zur Vorderkante beobachtet wurde, wird der Rauhigkeitseinfluß auf die verzögerte Strömung begrenzt und ein Senkterm für den Impuls, also für die Geschwindigkeit, eingebaut. Mit dem erweiterten Modell gelingt eine wesentlich verbesserte Simulation des Verhaltens der turbulenten Grenzschicht.

Die große praktische Bedeutung der hier vorgestellten Untersuchungen und Ergebnisse wird deutlich, wenn man den Reynoldszahlbereich der Verdichterschaufeln in einem Triebwerk abschätzt. So liegen bei Großtriebwerken die Reynoldszahlen der Verdichterschaufeln des Kerntriebwerkes bei Reiseflug zwischen 10^6 im Eintritt und $2 \cdot 10^6$ im Austritt. Beim Start sind diese Reynoldszahlen mehr als doppelt so hoch. Gerade in diesem hohen Reynoldszahlbereich zeigen die Ergebnisse einen großen Rauhigkeitseinfluß, der zu einer Verdoppelung der Profilverluste führen kann. Messungen an Verdichter-Gittern in diesem Reynoldszahlbereich lagen aber bis jetzt nur von glatten Schaufeln vor. Diese Lücke wird durch die vorliegende Arbeit geschlossen. Dies kann einen wichtigen Beitrag zur Entwicklung geeigneter Auslegungsverfahren leisten. Erste Ansätze dazu wurden ebenfalls in dieser Arbeit geliefert und können zu einer verbesserten Auslegung von Verdichtern führen.

9 Tabellen und Bilder

Tabelle 3.1: Profilkoordinaten des Verdichterprofils FVV-V3 im Bitangentensystem

	Druckseite	Saugseite
x/l	y/l	y/l
0.0000000	0.0000000	0.0000000
0.0067114	-0.0011683	0.0082726
0.0268456	0.0029625	0.0212225
0.0536913	0.0102781	0.0354450
0.0738254	0.0159314	0.0450087
0.1006709	0.0232978	0.0566955
0.1275163	0.0503050	0.0673658
0.1543618	0.0368710	0.0771279
0.1744959	0.0414896	0.0838712
0.2013413	0.0472201	0.0921559
0.2550322	0.0572279	0.1063436
0.3020118	0.0644169	0.1162373
0.3557027	0.0708968	0.1247439
0.4026822	0.0751017	0.1297438
0.4496618	0.0782507	0.1327226
0.5033527	0.0795863	0.1329489
0.5503322	0.0795755	0.1309573
0.6040232	0.0778785	0.1259871
0.6510027	0.0748507	0.1193057
0.7046936	0.0695137	0.1090351
0.7516732	0.0630692	0.0977816
0.8053641	0.0534813	0.0823945
0.8254982	0.0492190	0.0759502
0.8523436	0.0429466	0.0668062
0.8791891	0.0359358	0.0570433
0.9060345	0.0281556	0.0466863
0.9261686	0.0217749	0.0385387
0.9530141	0.0125037	0.0271997
0.9731482	0.0049366	0.0183520
1.0000000	0.0000000	0.0000000

Tabelle 3.2: Koordinaten der Profildruckmeßstellen des Gitters FVV-V3 im Bitangentensystem

Lage der Profildruckbohrungen FVV-V3 l=180mm			
Druckseite		Saugseite	
Nr.	x/l	Nr.	x/l
1	0.0277	9	0.9615
2	0.0750	10	0.8840
3	0.1666	11	0.8076
4	0.3644	12	0.7307
5	0.5622	13	0.6538
6	0.7600	14	0.5768
7	0.8750	15	0.5000
8	0.9722	16	0.4231
		17	0.3461
		18	0.2692
		19	0.1922
		20	0.1153
		21	0.0384

Tabelle 4.1: Liste der Verdichterschaufeln die zur Rauhigkeitsuntersuchung herangezogen wurden

Bezeichnung	Sehnenlänge und Höhe [mm]	Einsatz	Material	Fertigungsverfahren
BRR1	l=52, h=82	BR710, HDV	-	präz. geschmiedet, poliert
BRR2	l=35, h=59	BR710, HDV	-	präz. geschmiedet, poliert
BRR3	l=25, h=43	BR710, HDV	-	präz. geschmiedet, poliert
BRR4	l=21, h=23	BR710, HDV	-	gefräst, poliert
BRR5	l=22, h=21	BR710, HDV	-	gefräst, poliert
BRR6	l=24, h=21	BR710, HDV	-	gefräst, poliert
LE1	l=52, h=165	unbekannt	Ti Al 6 V 4 (TAF)	präz. geschmiedet, gebeizt und geschliffen
LE2	l=31, h=95	unbekannt	X12CrNiMo12 (ECP)	präz. geschmiedet, geschliffen
LE3	l=47, h=77	unbekannt	Ti 685 (TBB)	präz. geschmiedet, gebeizt
LE4	l=34, h=65	unbekannt	Ti Al 6 V 4 (TAF)	präz. geschmiedet, vibriert
LE5	l=35, h=50	unbekannt	INCO 718 (QMP)	präz. geschmiedet, geschliffen
LE6	l=43, h=44	unbekannt	TiAl8Mo1V1(Ti 811)	präz. geschmiedet, gebeizt
LE7	l=33, h=49	unbekannt	TiAl5,5Sn3Z3Nb1 (TDY)	präz. geschmiedet, gebeizt
LE8 (B2)	l=18, h=39	unbekannt	Ti IMI 315 (TAD)	präz. geschmiedet, gebeizt
LE9	l=34, h=40	unbekannt	Nimonic 901 (QDU)	präz. geschmiedet, fliehkraftgeschliffen, vibriert und geschliffen
LE10 (B1)	l=19, h=38	unbekannt	X19CrMoVNb11,1 (EAW)	präz. geschmiedet, gebeizt
LE11	l=24, h=61	unbekannt	X8CrNiMo16,6 (EAX)	präz. geschmiedet, fliehkraftgeschliffen und vibriert
TH1	l=15, h=31	RB199, HDV	Nimonic 90	Ecm, mech. Bearbeitung
TH2	l=15, h=41	RB199, MDV	TiAl6V4	Ecm, mech. Bearbeitung
TH3	l=18, h=29	RB199, HDV	Ti6.2.4.2	Ecm, mech. Bearbeitung
TH4	l=32, h=43	T56, LR5	Stahl AMS5643	Ecm, mech. Bearbeitung
TH5	l=29, h=22	EJ200, HDV	Inco 718	Ecm, mech. Bearbeitung
TH6	l=26, h=25	EJ200, HDV	IMI 834	Ecm, mech. Bearbeitung
TH7	l=34, h=32	Adour, LR5	TiAlMoV 811	präz. geschmiedet
TH8	l=36, h=50	GT24	Stahl T17/13W	Ecm
TH9	l=33, h=65	RB199, MDV	TiAl6V4	präz. geschmiedet
TH10	l=26, h=37	RB199, HDV	Ti6.2.4.2	Ecm
TH11	l=37, h=52	EJ200, HDV	IMI 834	Ecm
TH12	l=16, h=40	T56, LR6	Stahl AMS5643	Ecm
TH13 (B3)	l=24, h=41	RB199, HDV	TiAl6V4	Ecm
TH14	l=20, h=30	RB199, HDV	Nimonic 90	Ecm
TH15	l=21, h=29	EJ200, HDV	Inco 718	Ecm

Die Bezeichnung BRR, TH und LE stehen für jeweils einen Schaufellieferanten

Tabelle 4.2: Rauhigkeitskennwerte der ausgewählten realen Verdichterschaufeln (siehe auch Tabelle 4.1)

	R _a [µm]	PV [µm]	R _z [µm]	R _{sk} [µm]	S [mm]	S _m [mm]
B1 (LE10)	0.70	10.79	7.27	-1.28	0.017	0.035
B2 (LE8)	0.500	6.570	6.04	-0.600	0.008	0.016
B3 (TH13)	0.490	7.085	6.10	-0.379	0.012	0.033

Tabelle 4.3: Rauhigkeitskennwerte der realen Schaufeln im Vergleich zu den Kennwerten der entsprechenden Kupferfolie

	R _a [µm]	PV [µm]	R _z [µm]	R _{sk}	S [mm]	S _m [mm]
B1: Real	0.70	10.79	7.27	-1.28	0.017	0.035
B1: Folie	11.15	89.81	69.3	0.47	0.168	0.335
B2: Real	0.500	6.570	6.04	-0.600	0.008	0.016
B2: Folie	8.036	71.545	56.67	0.096	0.096	0.215
B3: Real	0.490	7.085	6.10	-0.376	0.012	0.033
B3: Folie	6.686	68.31	50.242	0.739	0.082	0.365

Tabelle 4.4: Rauhigkeitskenngrößen der glatten Schaufeln

	R _a [µm]	PV [µm]	R _z [µm]	R _{sk}	S [mm]	S _m [mm]
Glatt, SS	0.696	15.5	8.8	-1.016	0.036	0.083
Glatt, DS	0.915	15.32	11.26	-1.297	0.038	0.087

Tabelle 5.1: Durchgeführte Meßmatrix Konfiguration B1, B2 und B3

	$Re_i=300000$	$Re_i=450000$	$Re_i=600000$	$Re_i=800000$	$Re_i=1000000$
$\beta_i=129^\circ$	NL+DV	NL+DV, 1-D HDA	NL+DV	NL+DV	NL+DV
$\beta_i=132^\circ$	NL+DV, 1-D HDA	NL+DV, L2F, 1-D HDA	NL+DV, L2F, 1-D HDA	NL+DV	NL+DV
$\beta_i=140^\circ$	NL+DV	NL+DV, L2F, 1-D HDA	NL+DV	NL+DV	NL+DV

NL+DV Nachlaufmessung mit Doppelpitot-Sonde und
 Profildruckverteilungsmessung
L2F Laser-2-Fokus Messung
1-D HDA 1-D Hitzdraht-Anemometrie
Fett Detaillierte Diskussion der Ergebnisse

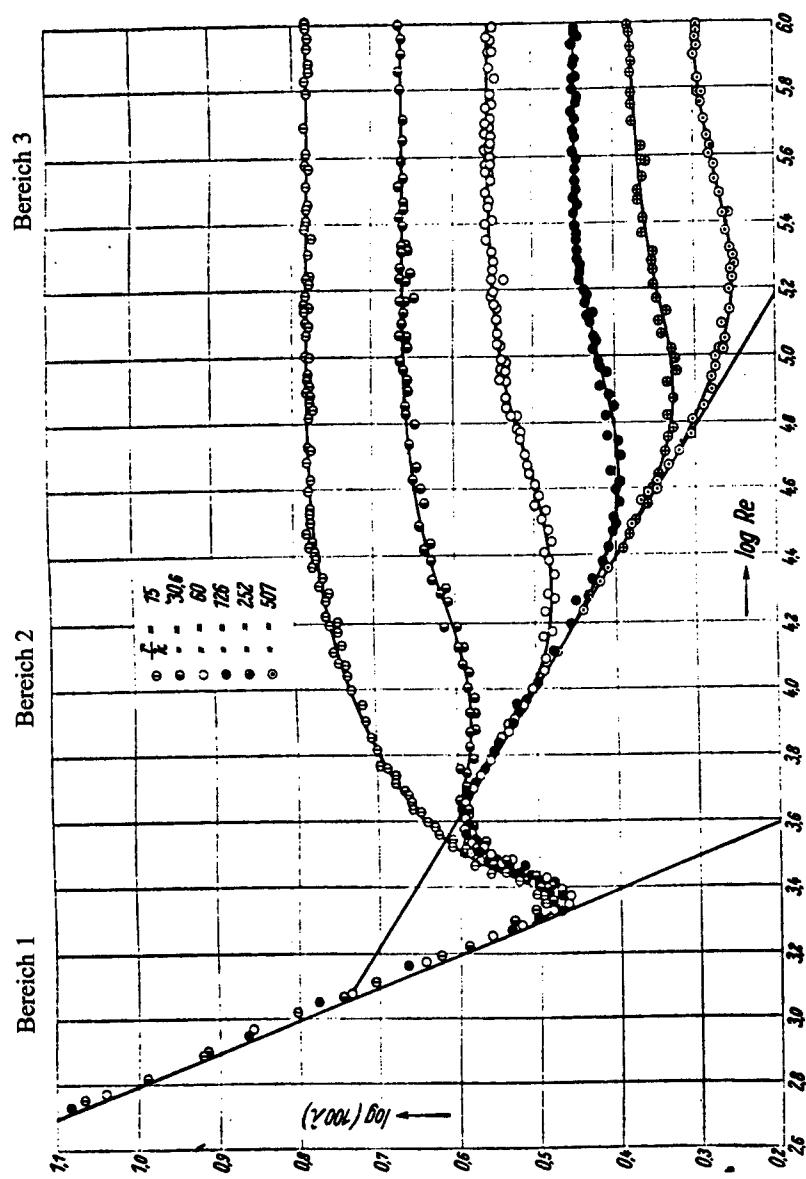


Bild 2.1: Die Widerstandszahl der Rohrströmung in Abhängigkeit von der Reynoldszahl für verschiedene Sandkorndurchmesser (Nikuradse-Diagramm) nach Nikuradse [10]

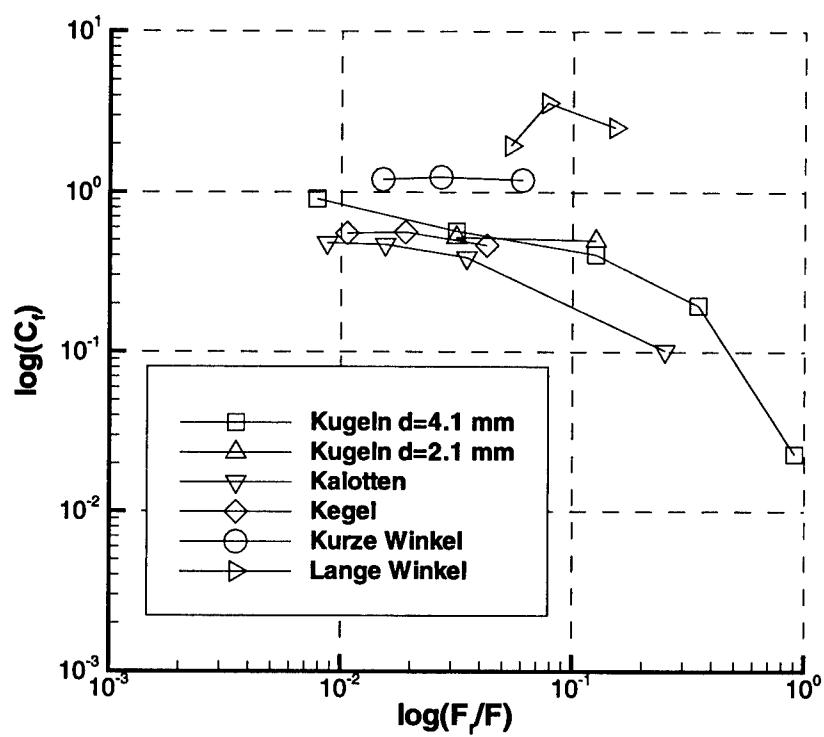


Bild 2.2: Der Widerstandskoeffizient des Rauigkeitselementes als Funktion der Rauigkeitsdichte nach Schlichting [12]

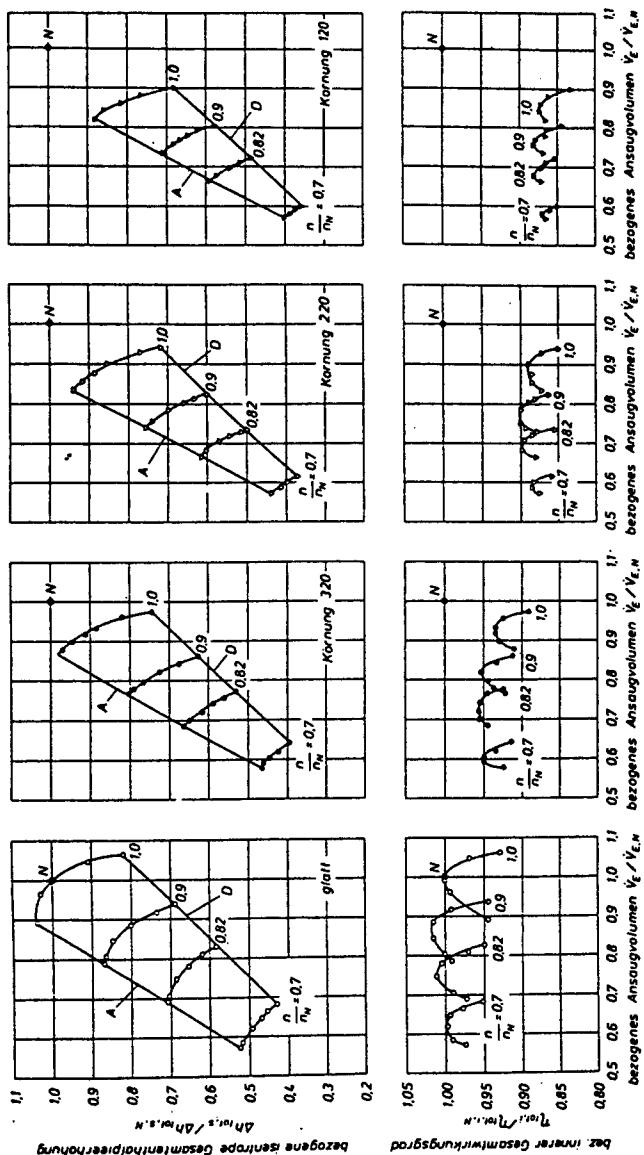
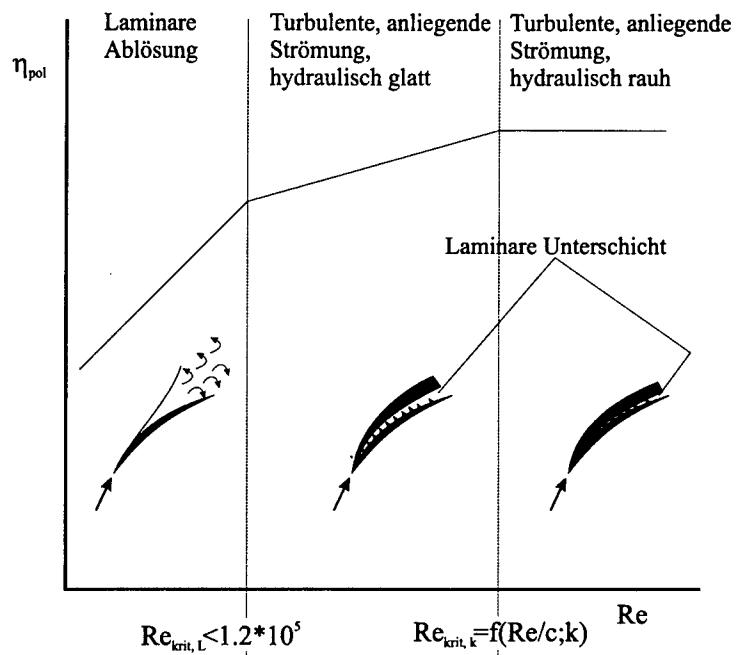


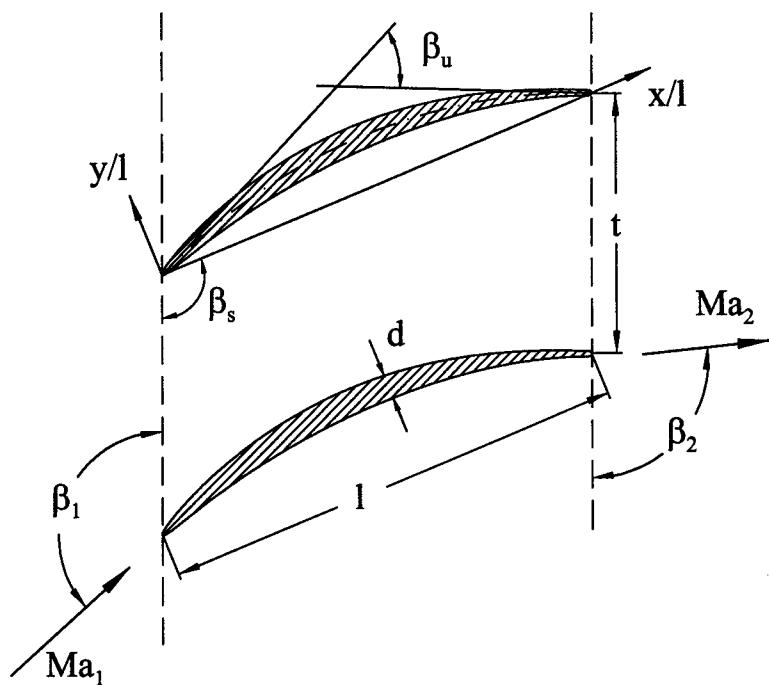
Bild 2.3: Kennfeld eines dreistufigen Axialverdichters bei glatten und mit Sandkörnern unterschiedlichen Durchmessers beklebten Schaufeln aus Bammert und Woelk [36]



Merkmale:

Verringerte Umlenkung Hohe Verluste	Normale Umlenkung	Normale Umlenkung
Starker Anstieg von η_{pol}	$1 - \eta_{\text{pol}} \sim Re^{-n}$	$\eta_{\text{pol}} = \text{konst.}$
Starker Anstieg des Massendurchsatzes	Anstieg des Massendurchsatzes	Kaum Anstieg des Massendurchsatzes
Einfluß auf Pumpgrenze	Kein Einfluß auf Pumpgrenze	Kein Einfluß auf Pumpgrenze

Bild 2.4: Die Abhängigkeit des polytropen Verdichterwirkungsgrades von der Reynoldszahl nach Schäffler [39]



Auslegungsdaten und Geometrie: NACA 65 K48, $l=180\text{mm}$

t/l	= 0.55	Ma_1	= 0.67
d_{\max}/l	= 0.055	Re_1	= 450000
β_u	= 48°	β_1	= 132°
β_s	= 112.5°	β_2	= 96°

Bild 3.1: Auslegungsdaten und Geometrie des Verdichtergitters FVV-V3

UniBw München	Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal (HGK)	1985
Institut für Strahltriebwerke		
Meßstreckenkennwerte :	Versorgungseinrichtungen :	Kanaldaten :
<ul style="list-style-type: none"> - Machzahl $0.2 \leq Ma \leq 1.05$ - Reynoldzahl $0.2 \cdot 10^6 m^4 \leq Re \leq 16.0 \cdot 10^6 m^4$ - Turbulenzgrad $0.4\% \leq Tu \leq 7.5\%$ - Zustromwinkel $25^\circ \leq \beta_i \leq 155^\circ$ - Schaufelhöhe 300 mm - Zustromhöhe $235 \text{ mm} - 510 \text{ mm}$ - Zustromdurchmesser 4000 mm 	<ul style="list-style-type: none"> - Vakuumanlage - Grenzsichtabsaugung $P = 155 \text{ kW}$ - Sekundäräluftversorgung $P = 1000 \text{ kW}$ (Schraubenverdichter) 	<ul style="list-style-type: none"> - Drehstrom-Motor $P = 1300 \text{ kW}$ - Axialverdichter 6 Stufen - Luftdurchsatz $\dot{V} = 30 \text{ m}^3/\text{s}$ - Druckverhältnis $P_{tr}/P_k = 2.14$ - Verdichterdrehzahl $n_{max} = 6300 \text{ min}^{-1}$ - Kammerdruck $P_k = 0.04 - 1.2 \text{ bar}$

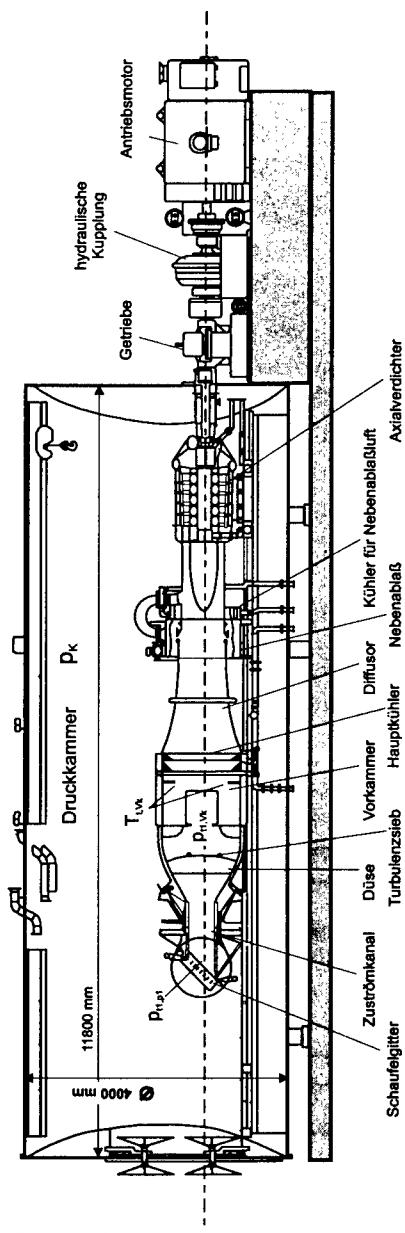


Bild 3.2: Der Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal (HGK)

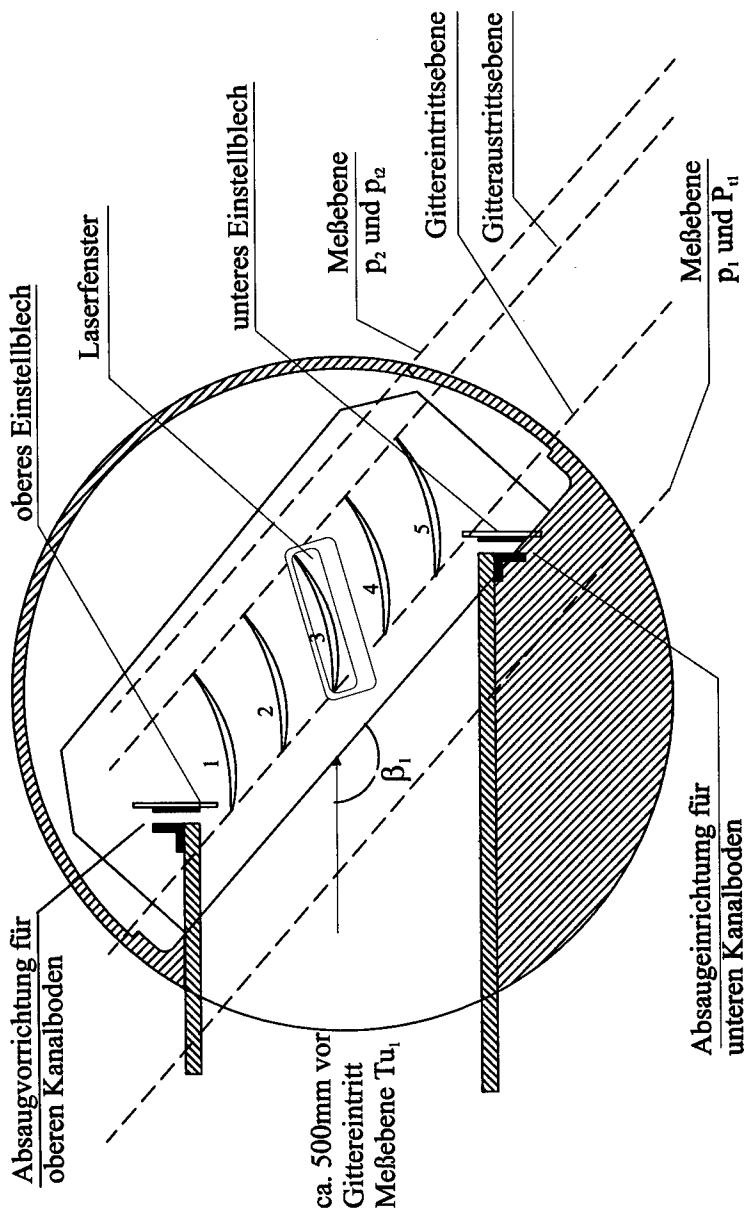


Bild 3.3: Der Einbau des Verdichtergitters FVV-V3 in die Meßstrecke des HGK

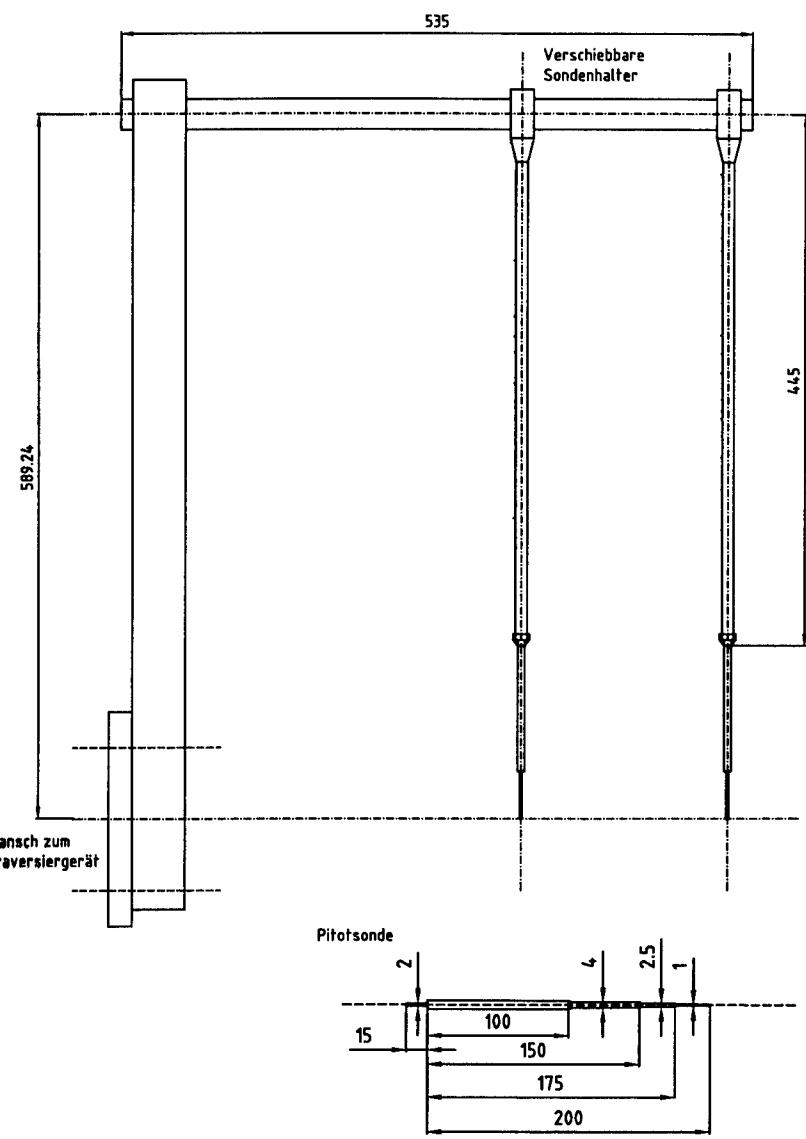


Bild 3.4: Sondenarm zur Nachlaufmessung mittels zweier Totaldrucksonden

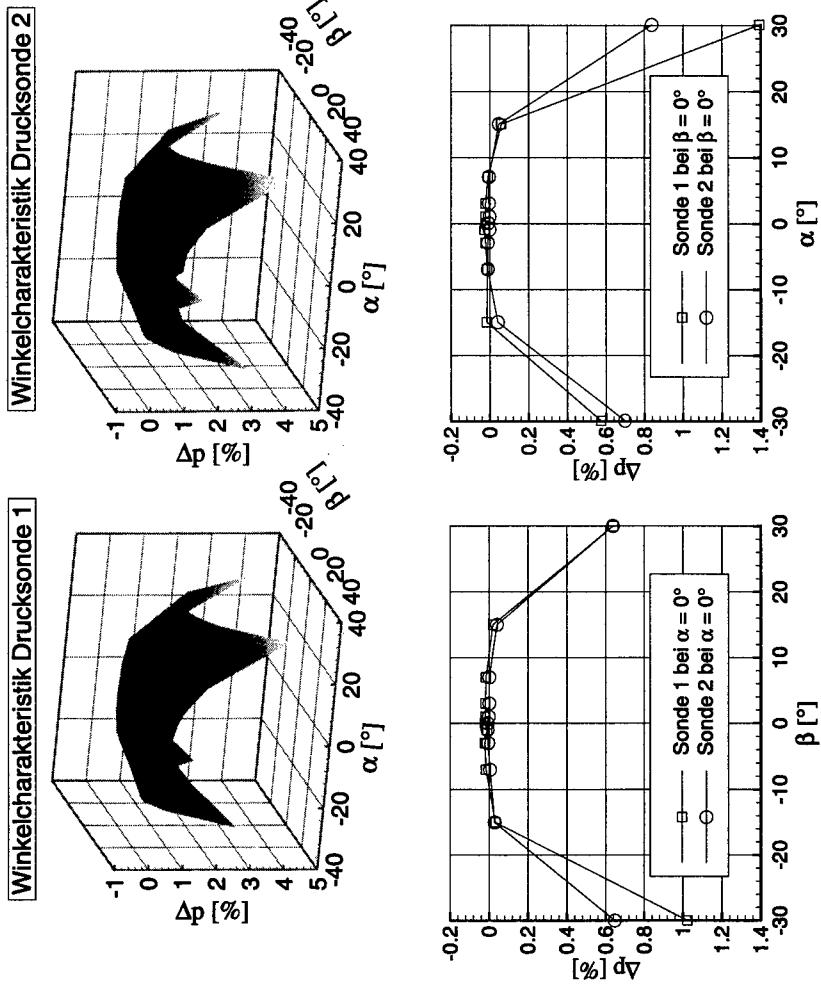


Bild 3.5: Winkelempfindlichkeit der beiden Totaldrucksonden

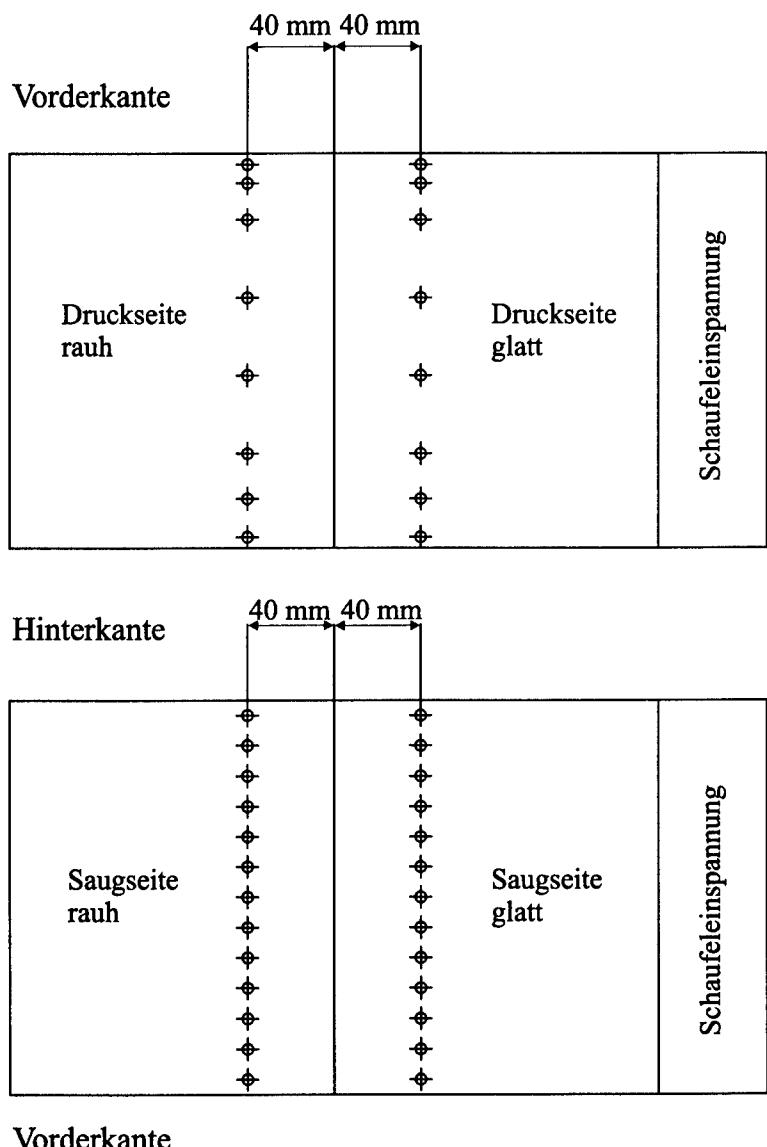


Bild 3.6: Positionen der statischen Profildruckmeßstellen

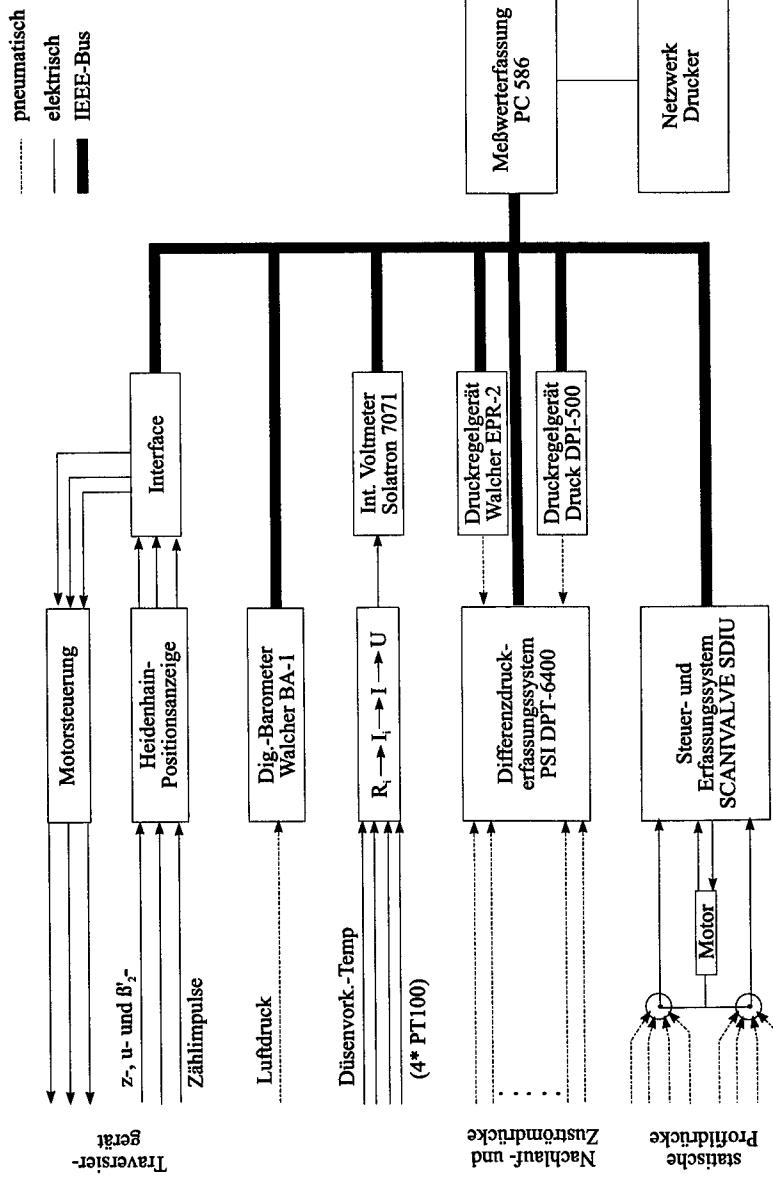


Bild 3.7: Geräteaufbau für Standardgittermessungen

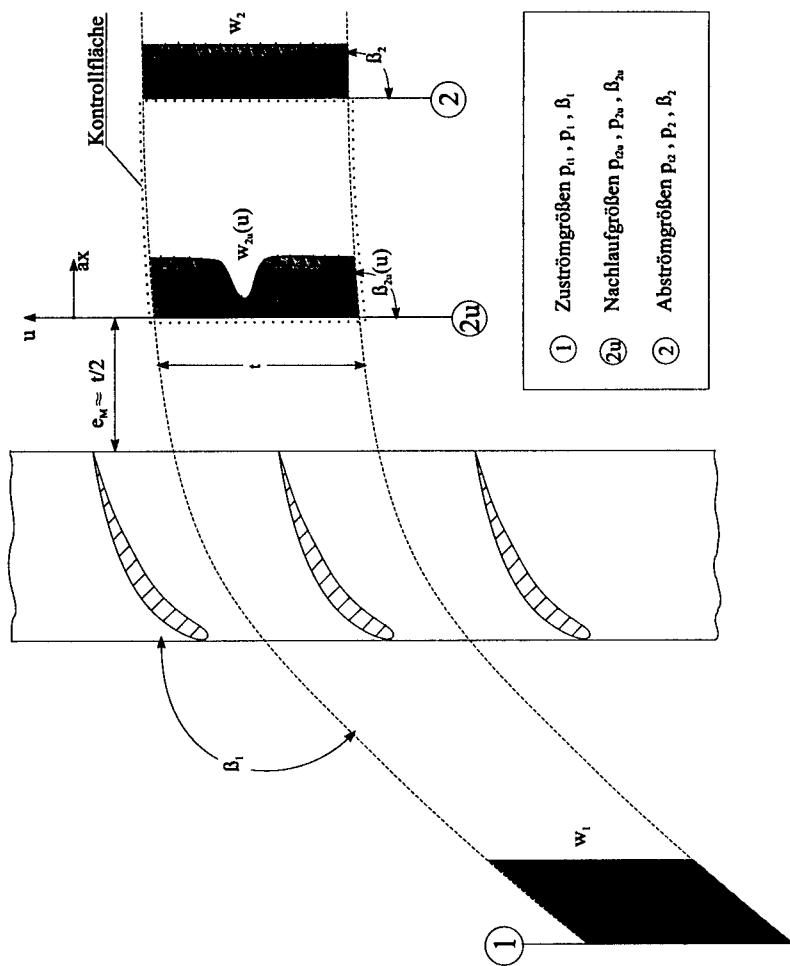


Bild 3.8: Kontrollflächen für Schaufelgitter-Nachlaufmessungen

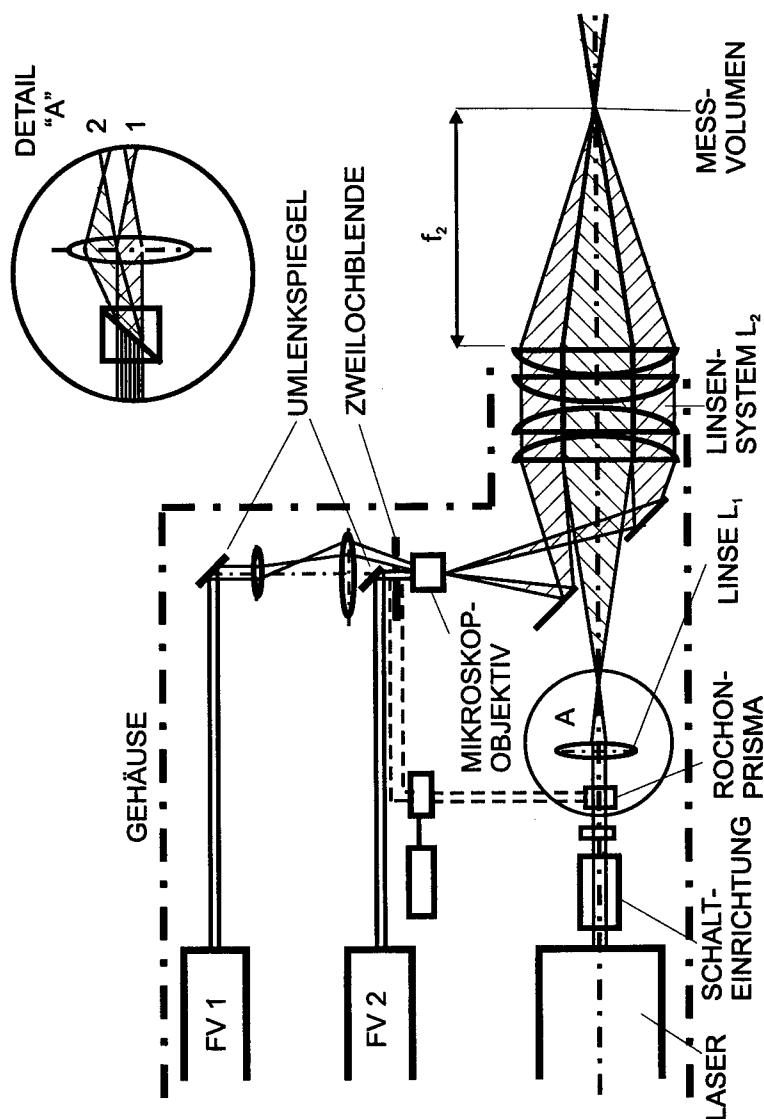


Bild 3.9: Schematischer Aufbau der Laser-2-Fokus Meßtechnik

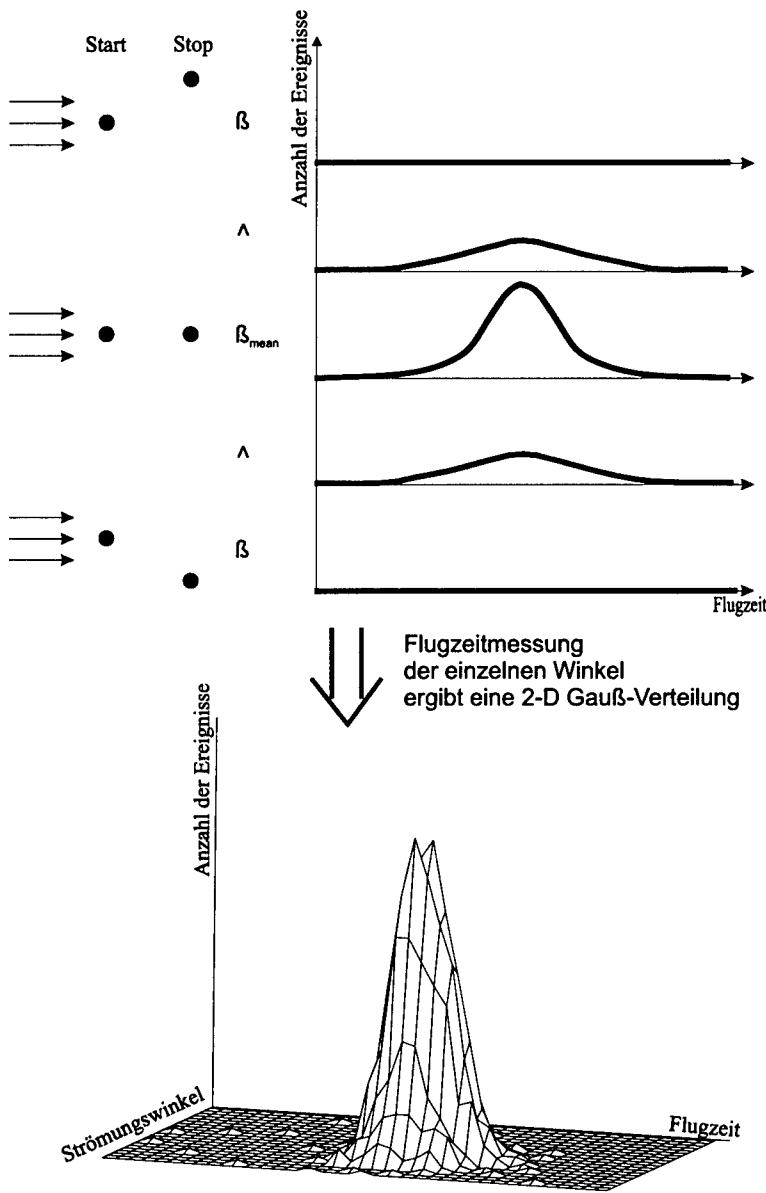


Bild 3.10: Flugzeitmessung der einzelnen Winkelpositionen und die sich daraus ergebende 2-D Gauß-Verteilung

- Meßebenen für die Laser-2-Fokus Meßtechnik
bis zu 30 Punkte pro Traversierstrahl
zur Wand hin bis auf 0.1mm Abstand verdichtet
- Meßebenen für die 1-D Hitzdraht Meßtechnik
20 Punkte pro Traversierstrahl
äquidistanter Abstand der Punkte von 0.5mm

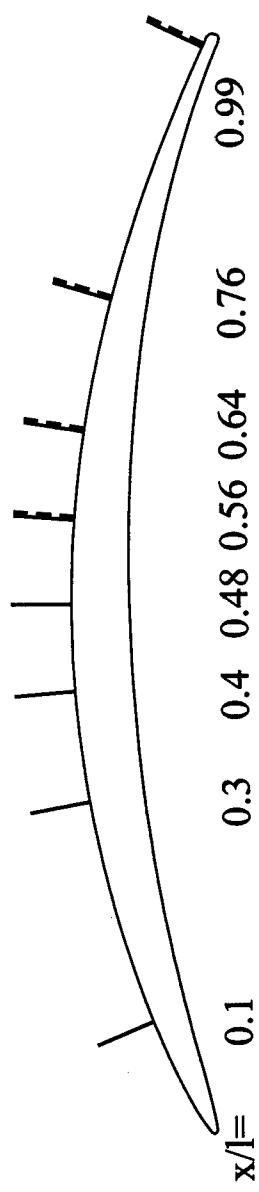


Bild 3.11: Position der Traversierstrahlen auf dem Profil für die Laser-2-Fokus Meßtechnik und die 1-D Hitzdraht Anemometrie

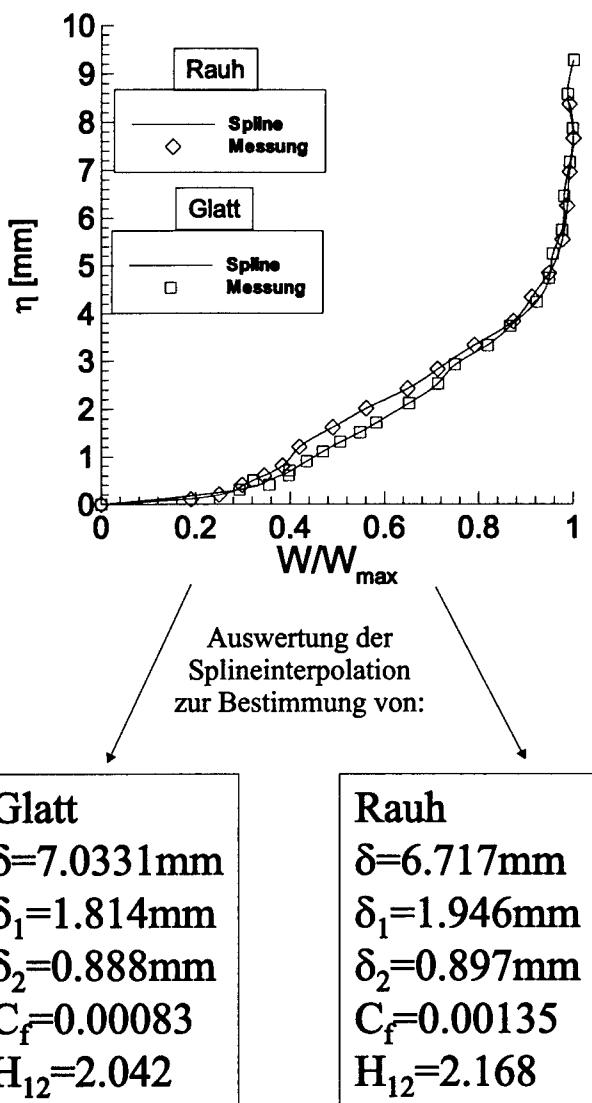


Bild 3.12: Bestimmung der Grenzschichtgrößen mit der Laser-2-Fokus Meßtechnik

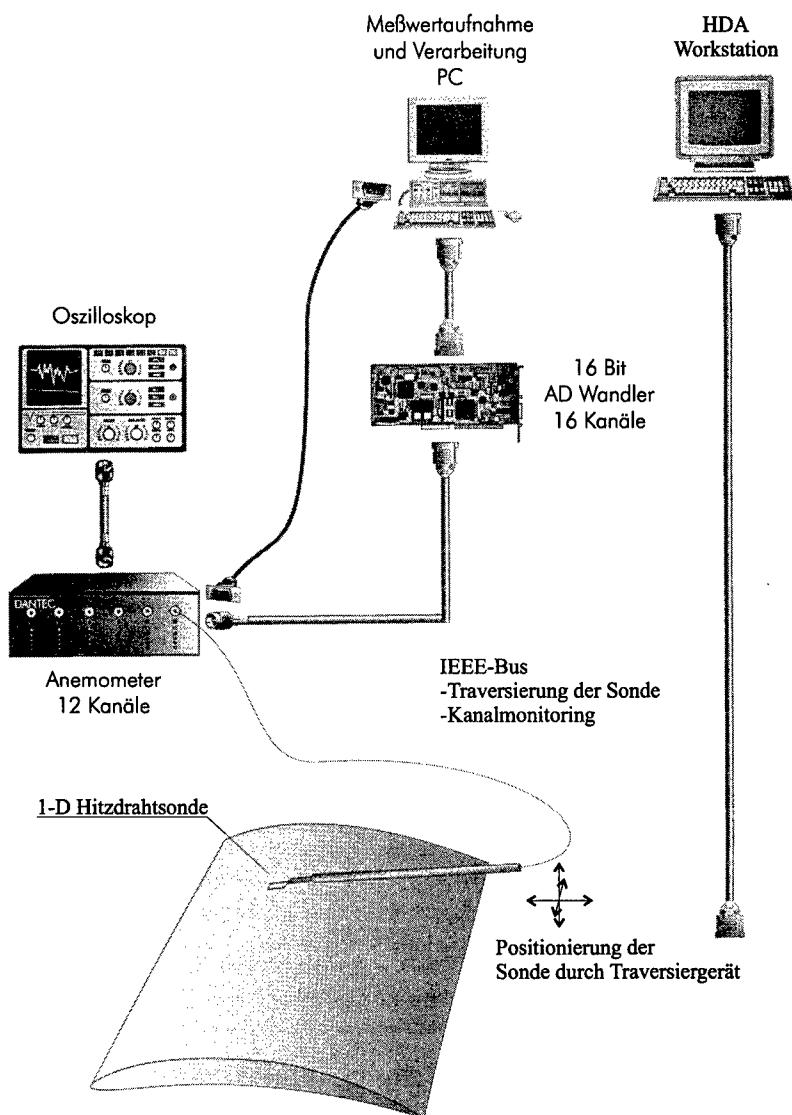


Bild 3.13: Geräteaufbau der 1-D Hitzdraht Meßtechnik

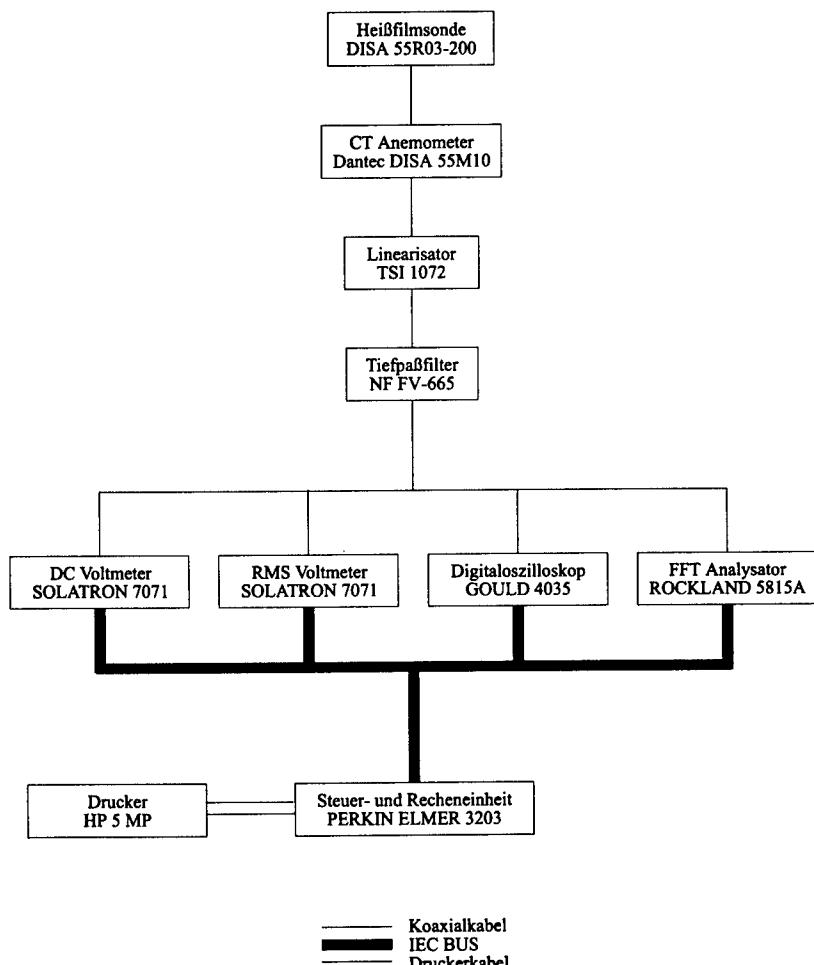


Bild 3.14: Geräteaufbau zur Bestimmung des Zuström-Turbulenzgrades

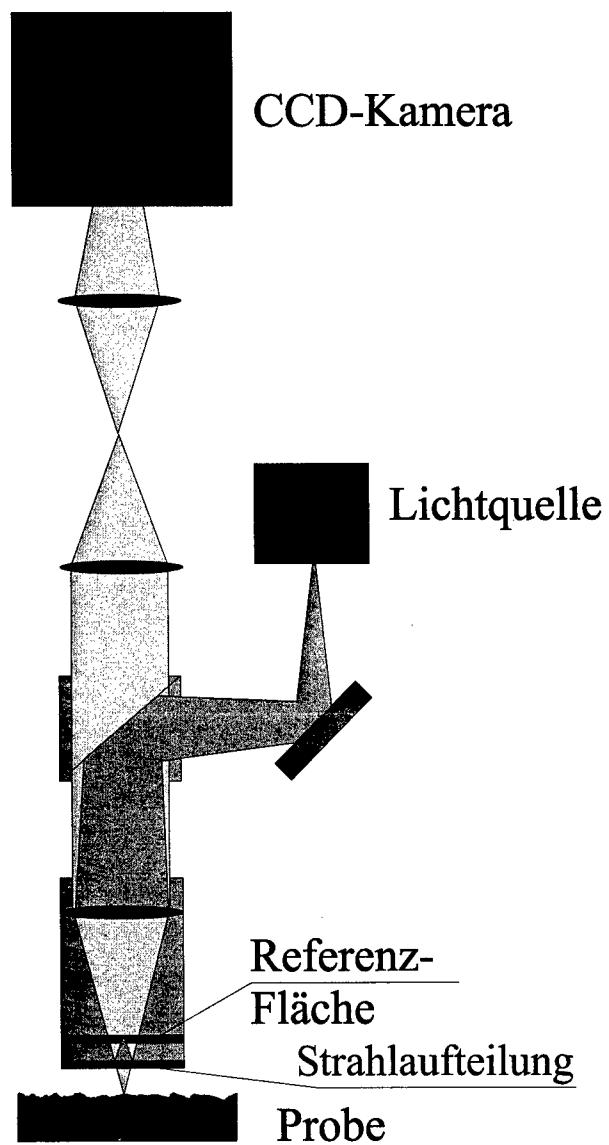


Bild 4.1: Meßprinzip der scannenden Weißlichtinterferometrie

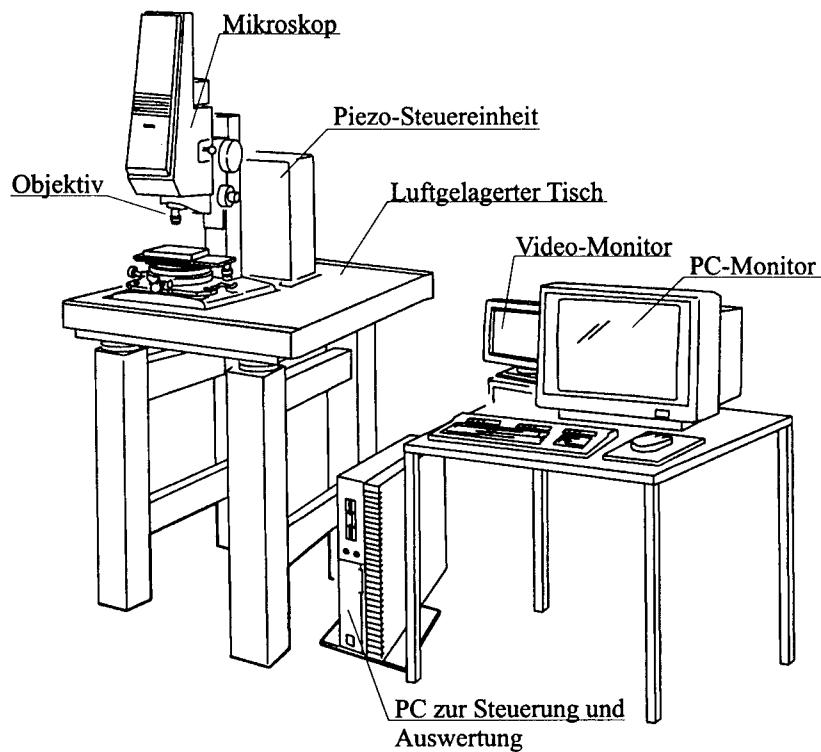
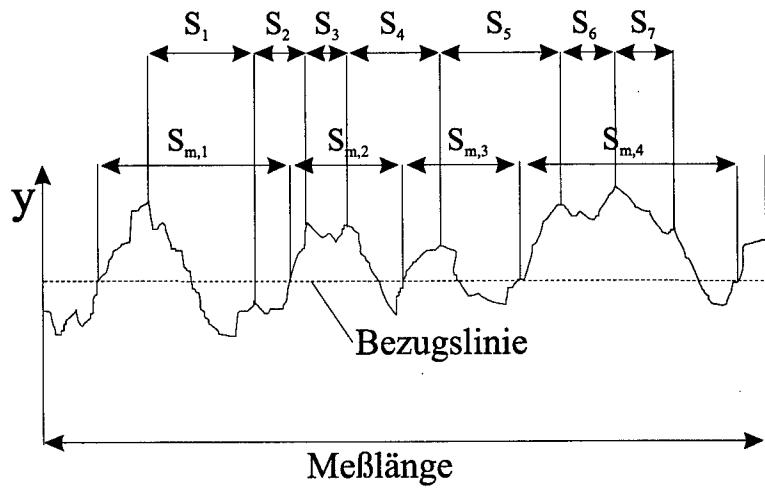


Bild 4.2: Geräteaufbau des Weißlichtinterferometers



- R_a = arithmetischer Mittenrauhwert $R_a = \sum_1^N |y| / N$
- PV = maximale Profilhöhe (Peak-Valley)
- R_z = Zehnpunkthöhe
- R_{sk} = Schiefe, Skewness
- $S = \frac{S_1 + S_2 + S_3 + S_4 + S_5 + S_6 + S_7}{7}$
- $S_m = \frac{S_{m,1} + S_{m,2} + S_{m,3} + S_{m,4}}{8}$

Bild 4.3: Definition der Rauigkeitskennwerte

110

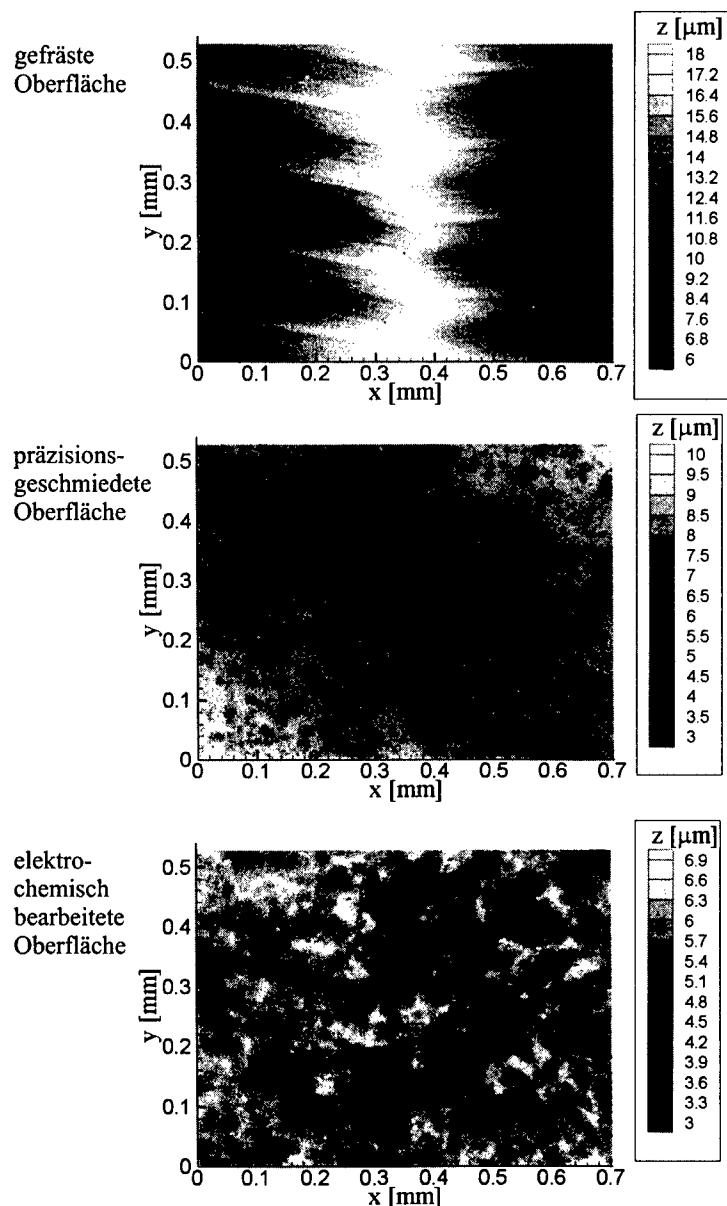


Bild 4.4: Beispiel für die Darstellung der 3-dimensionalen Struktur verschiedener herstellungsbedingter Oberflächenrauhigkeiten

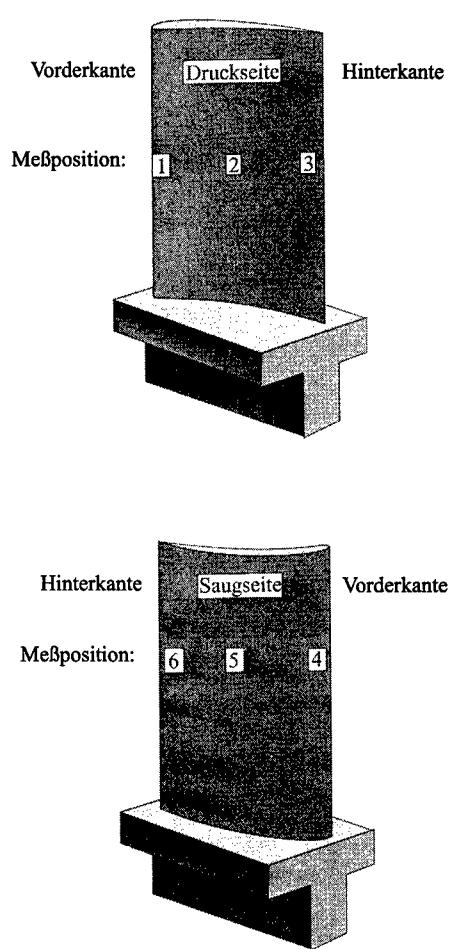


Bild 4.5: Meßpositionen der Rauhigkeitsmessung auf den realen Verdichterschaufeln

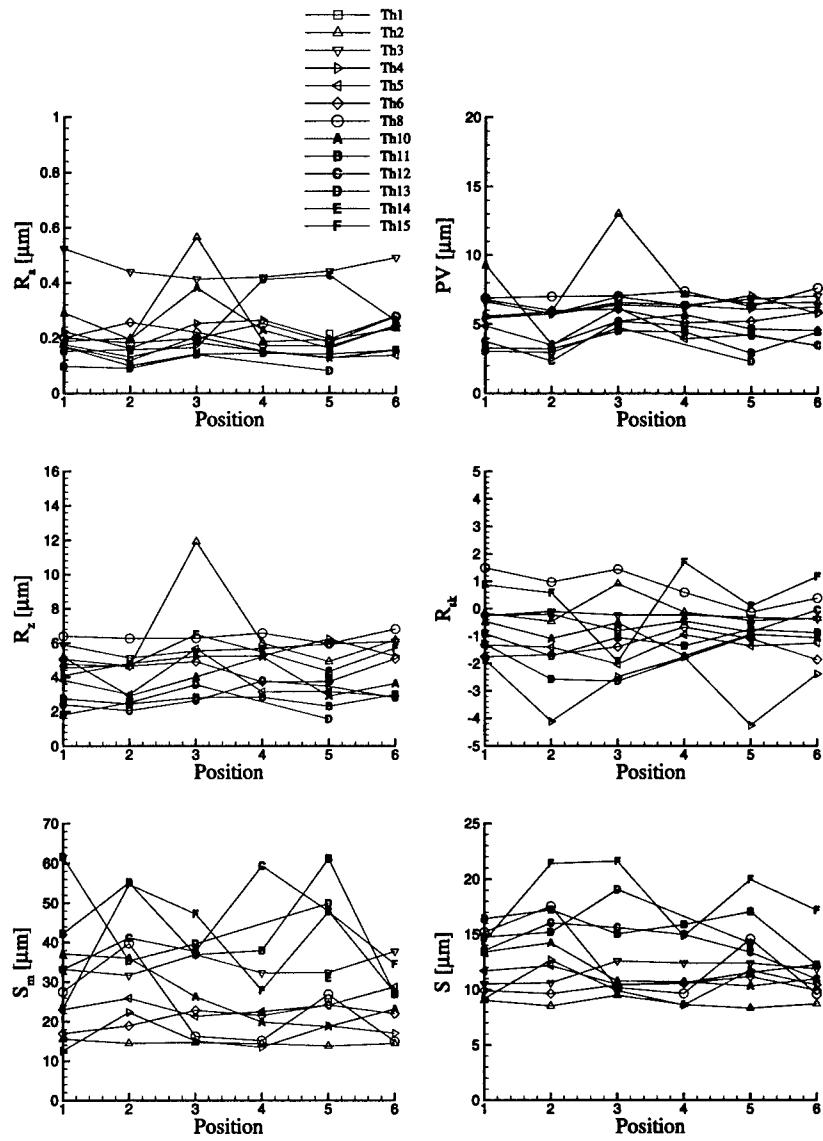


Bild 4.6: Rauhigkeitskennwerte der elektro-chemisch bearbeiteten Verdichterschaufeln in Abhängigkeit von der Meßposition auf der Schaufel

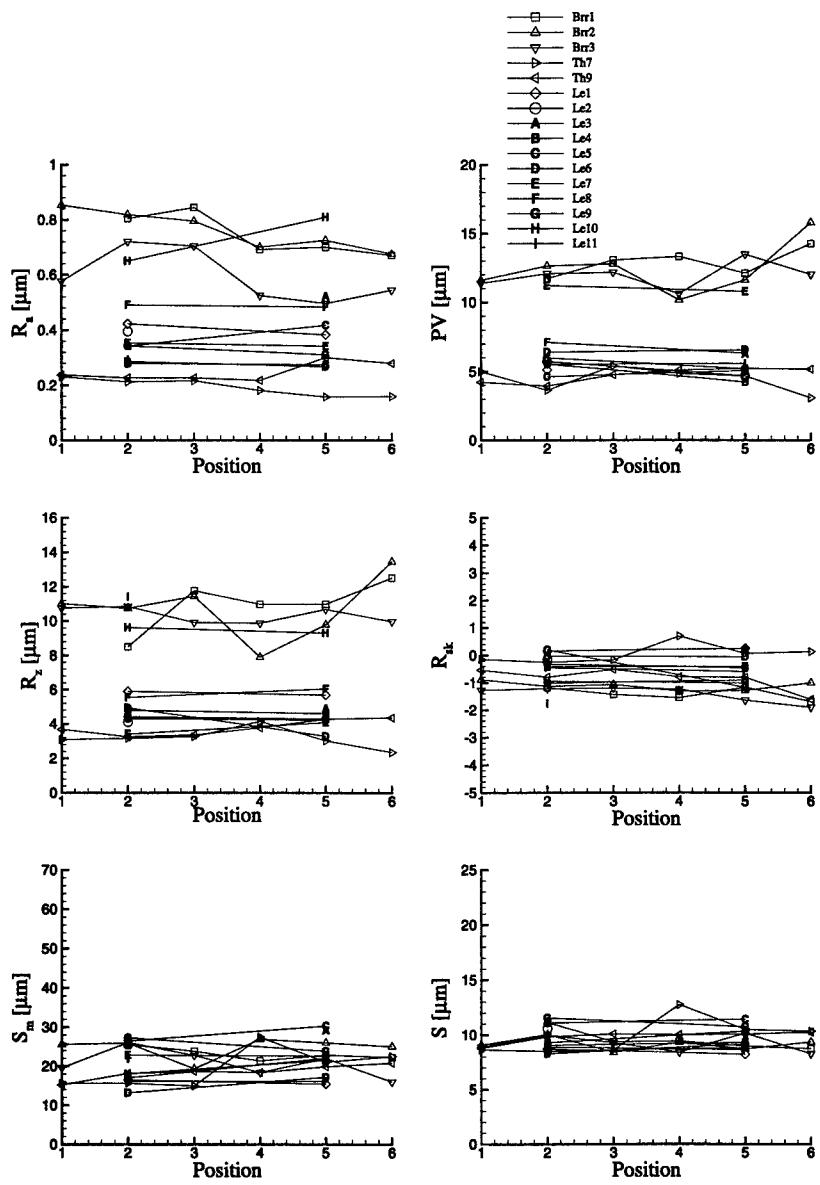


Bild 4.7: Rauhigkeitskennwerte der präzisionsgeschmiedeten Verdichterschaufeln in Abhängigkeit von der Meßposition auf der Schaufel

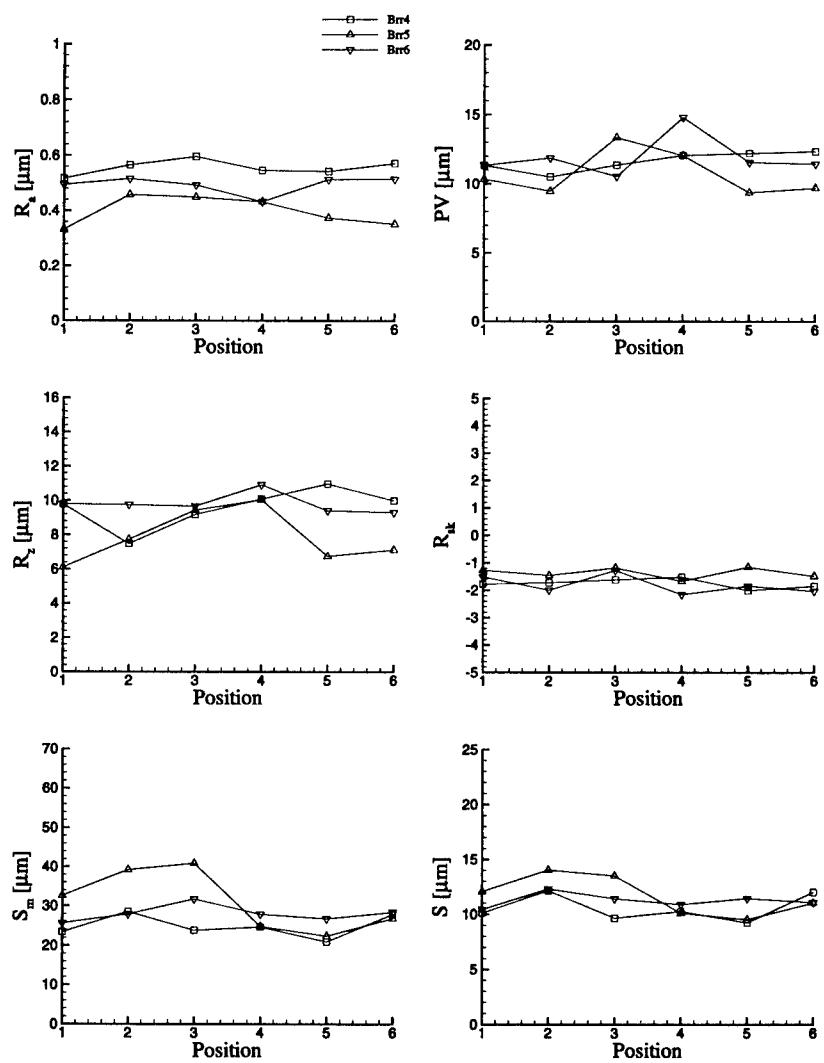


Bild 4.8: Rauhigkeitskennwerte der gefrästen Verdichterschaufeln in Abhängigkeit von der Meßposition auf der Schaufel

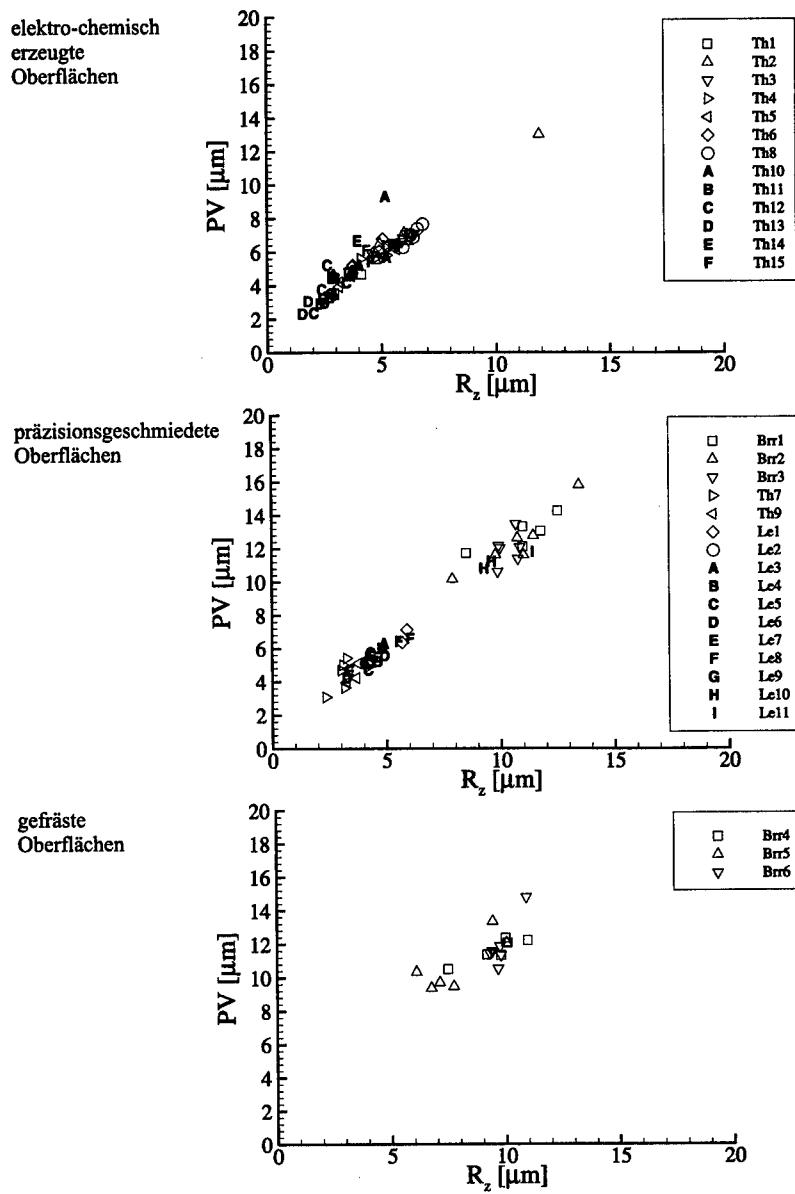


Bild 4.9: Maximale Profilhöhe (PV) über der Zehnpunkthöhe (R_z) für drei unterschiedliche Fertigungsverfahren

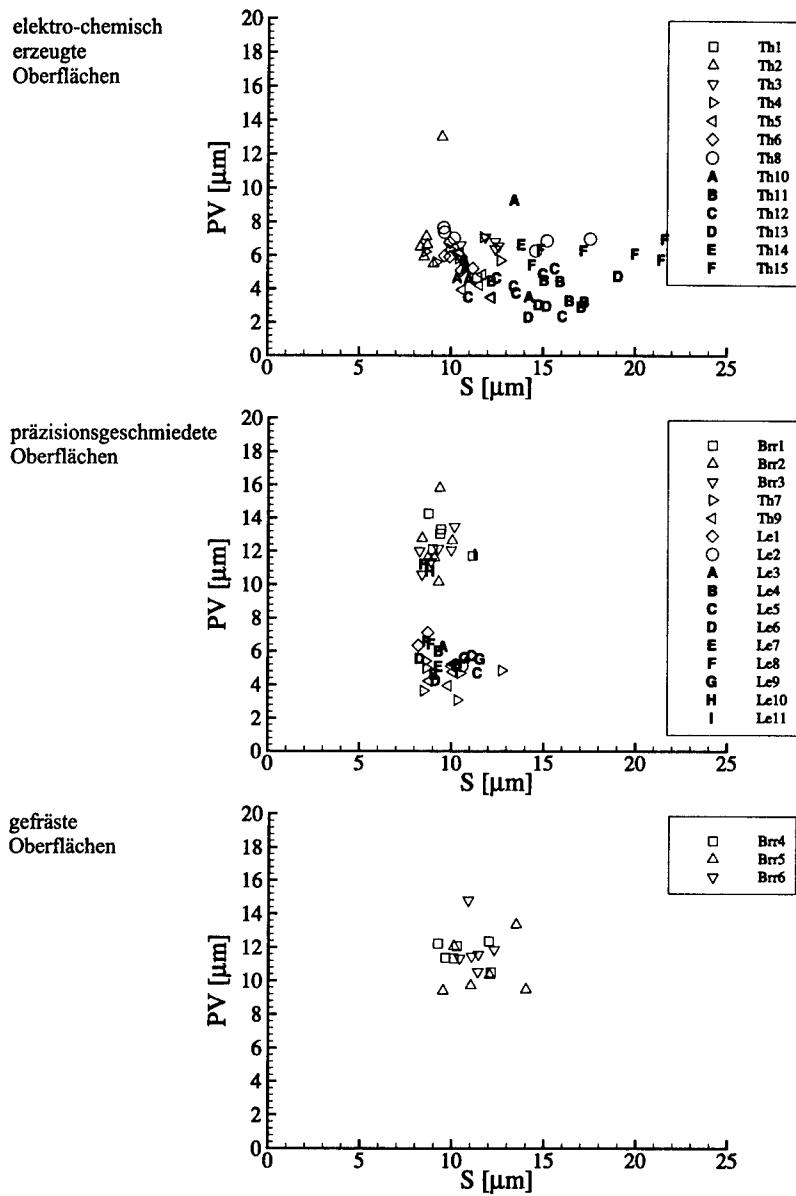


Bild 4.10: Maximale Profilhöhe (PV) über dem mittleren Abstand lokaler Maxima (S) für drei unterschiedliche Fertigungsverfahren

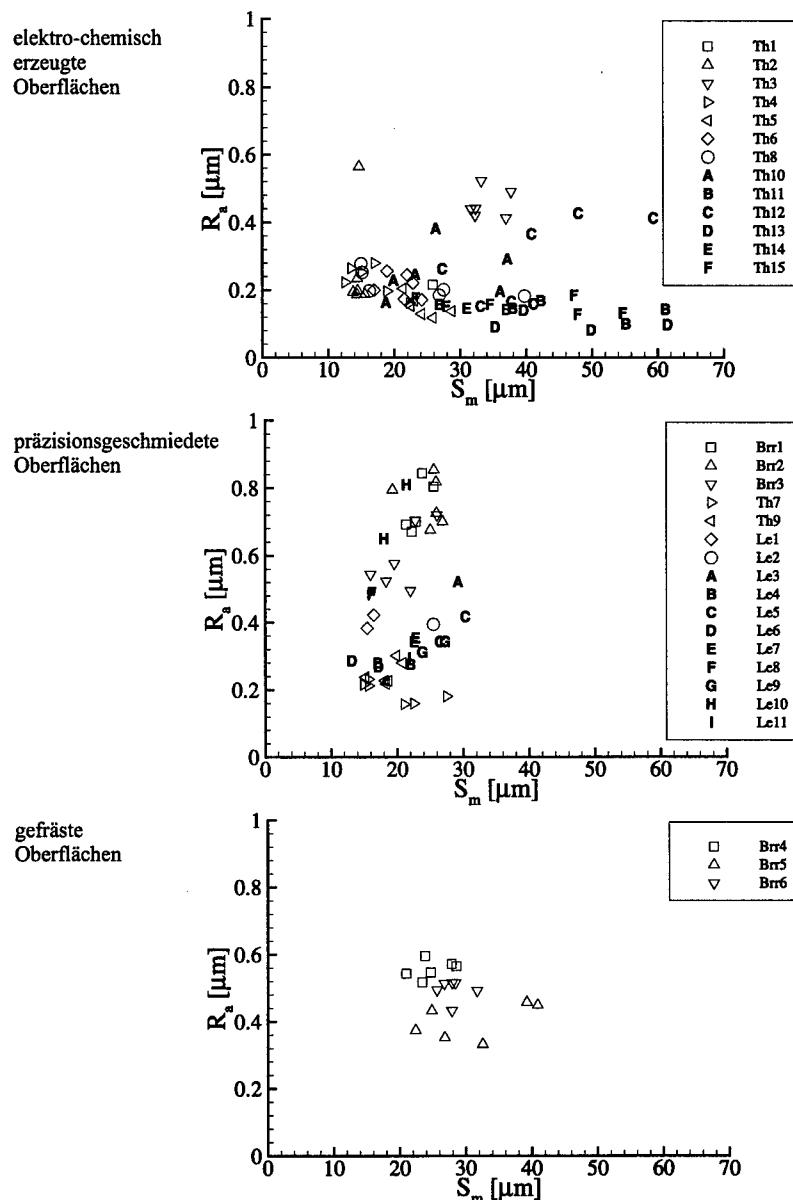


Bild 4.11: Arithmetischer Mittenrauhwert (R_a) über dem mittleren Abstand globaler Maxima (S_m) für drei unterschiedliche Fertigungsverfahren

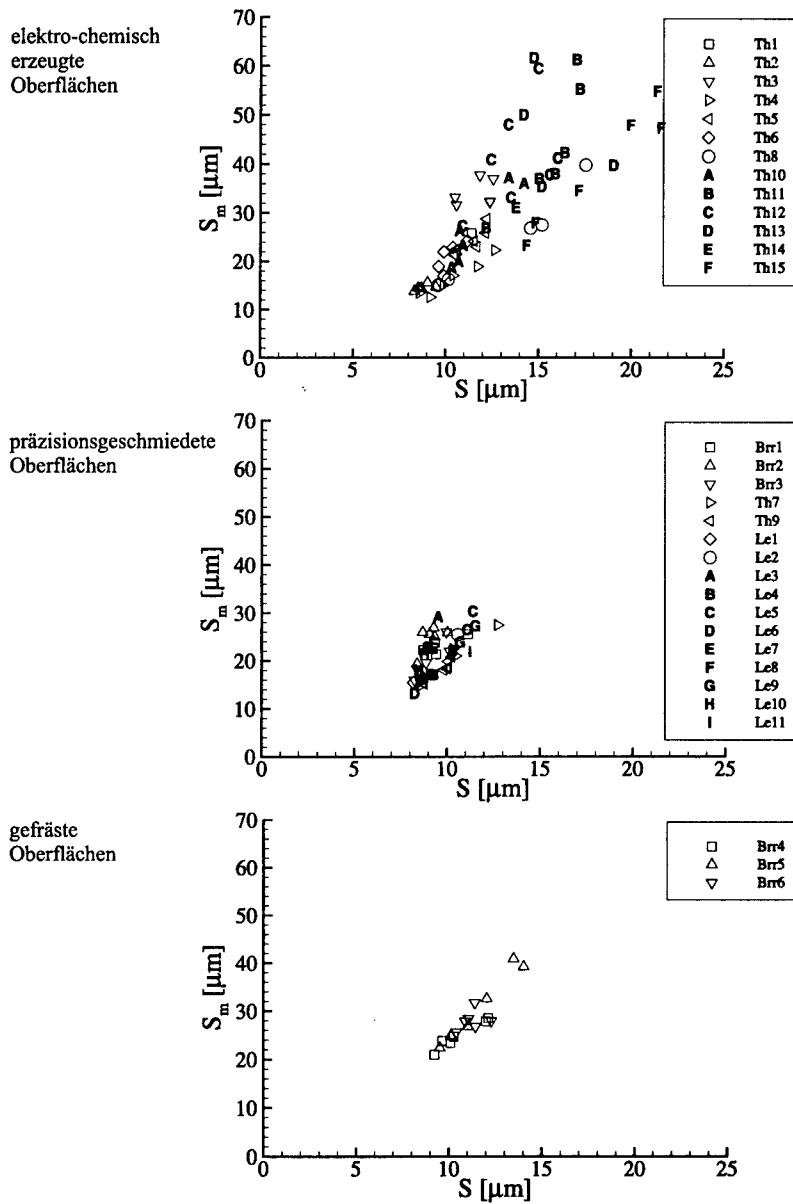


Bild 4.12: Mittlerer Abstand globaler Maxima (S_m) über dem mittleren Abstand lokaler Maxima (S) für drei unterschiedliche Fertigungsverfahren

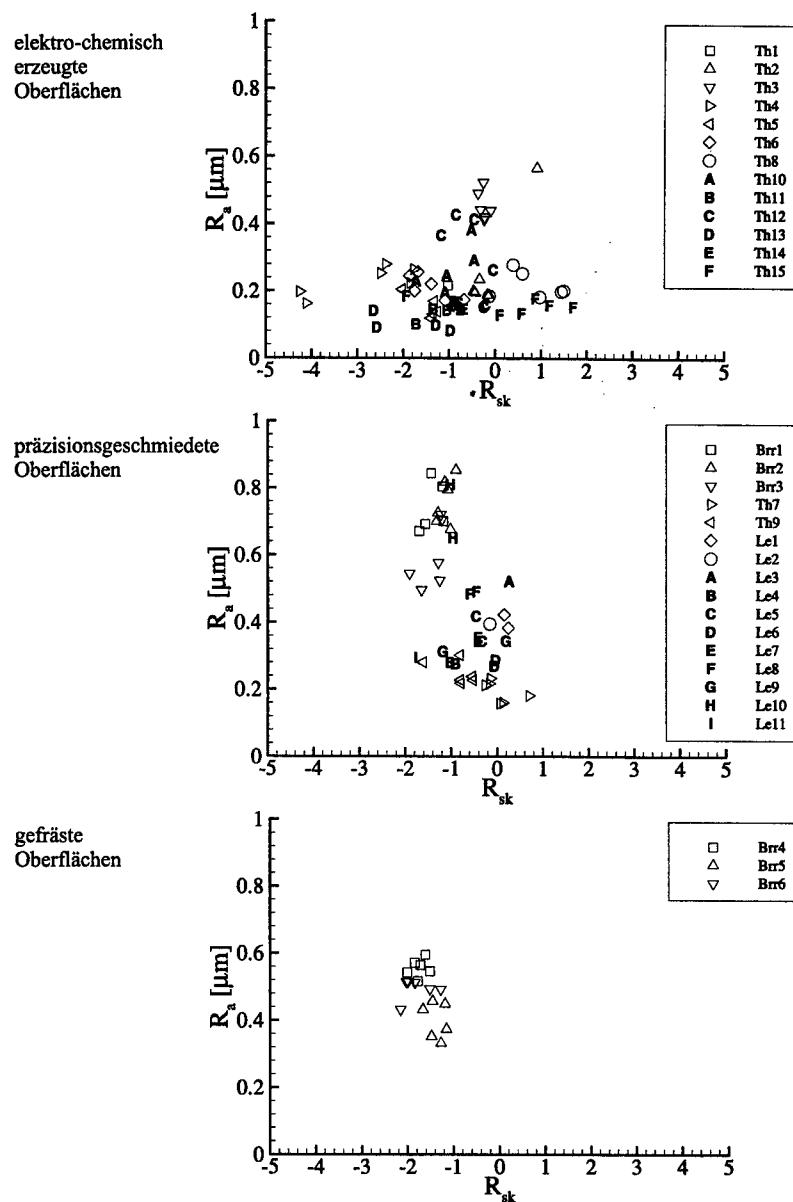


Bild 4.13: Arithmetischer Mittenrauhwert (R_a) über der Schiefe (R_{sk}) für drei unterschiedliche Fertigungsverfahren

Querschnitt durch die rauhe Profilhälften:

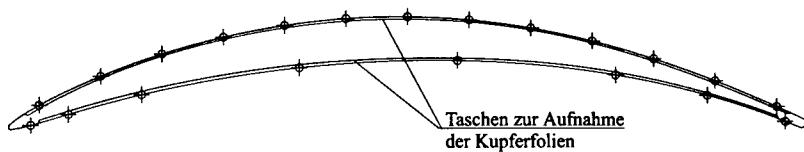


Bild 4.14: Die Einbettung der Kupferfolie in die rauhe Schaufelhälfte

Querschnitt durch eine statische Profildruckmeßstelle:

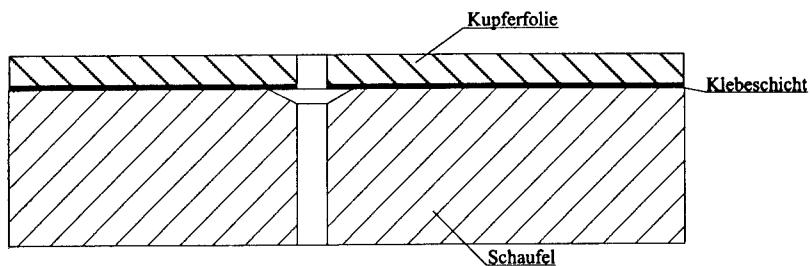


Bild 4.15: Instrumentierung der rauen Schaufelhälfte mit statischen Wanddruckbohrungen

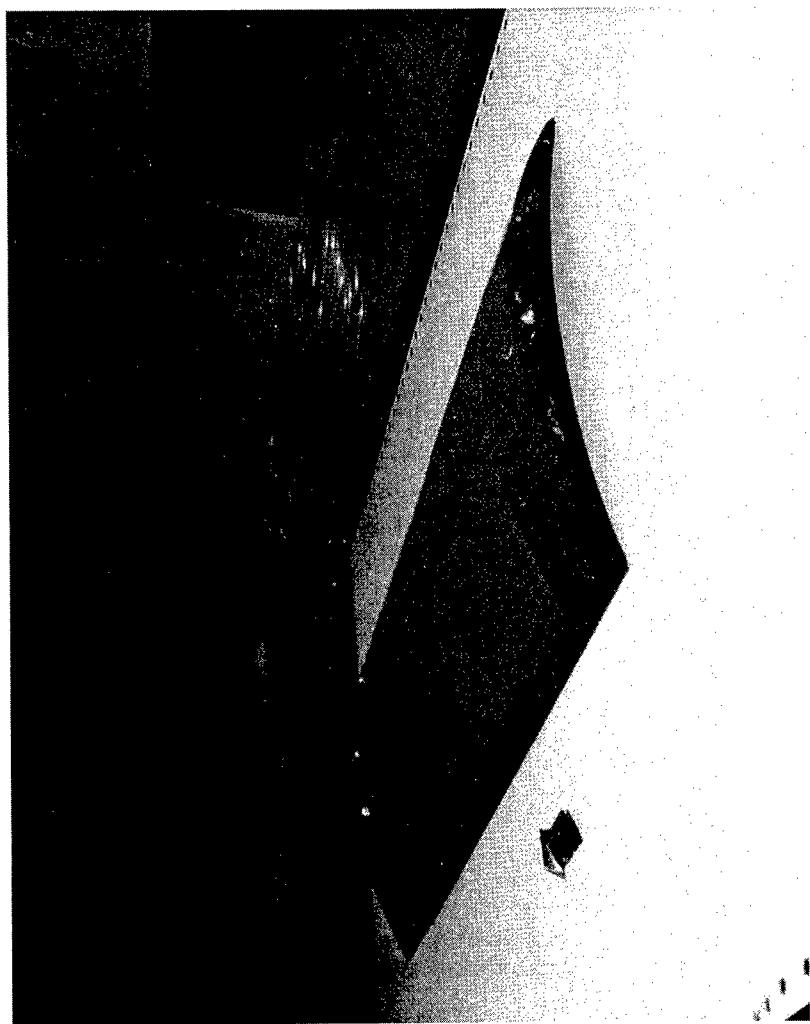
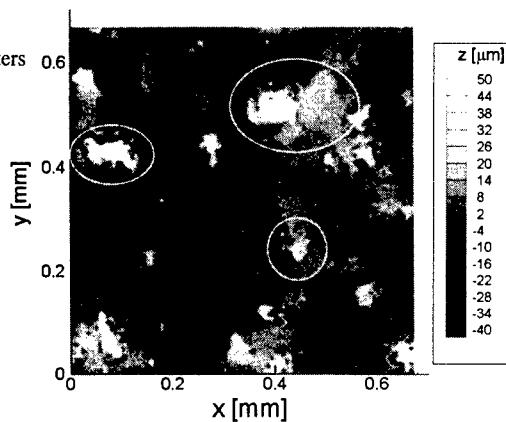
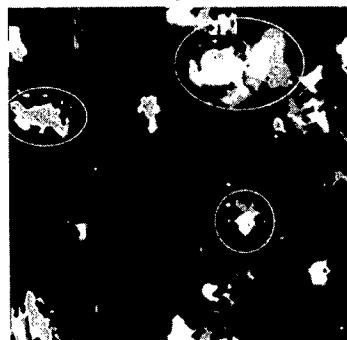


Bild 4.16: Größenvergleich zwischen einer realen Verdichterschaufel und der am HGK eingesetzten Modellverdichterschaufel

Ergebnis der Messung mit Hilfe des Weißlichtinterferometers an einem Schleifpapier der Körnung 220



Das anhand der Oberflächenmessung am Schleifpapier der Körnung 220 erzeugte PCX-Bild zur Steuerung des Mikro-Bearbeitungsprozesses



Ergebnis der Übertragung der Schleifpapier-Oberfläche auf eine 0,3mm dicke Kupferfolie

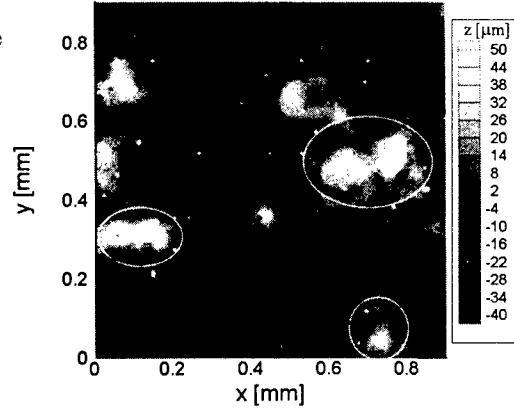


Bild 4.17: Erprobung der Übertragung anhand einer Schleifpapier-Oberfläche Körnung 220

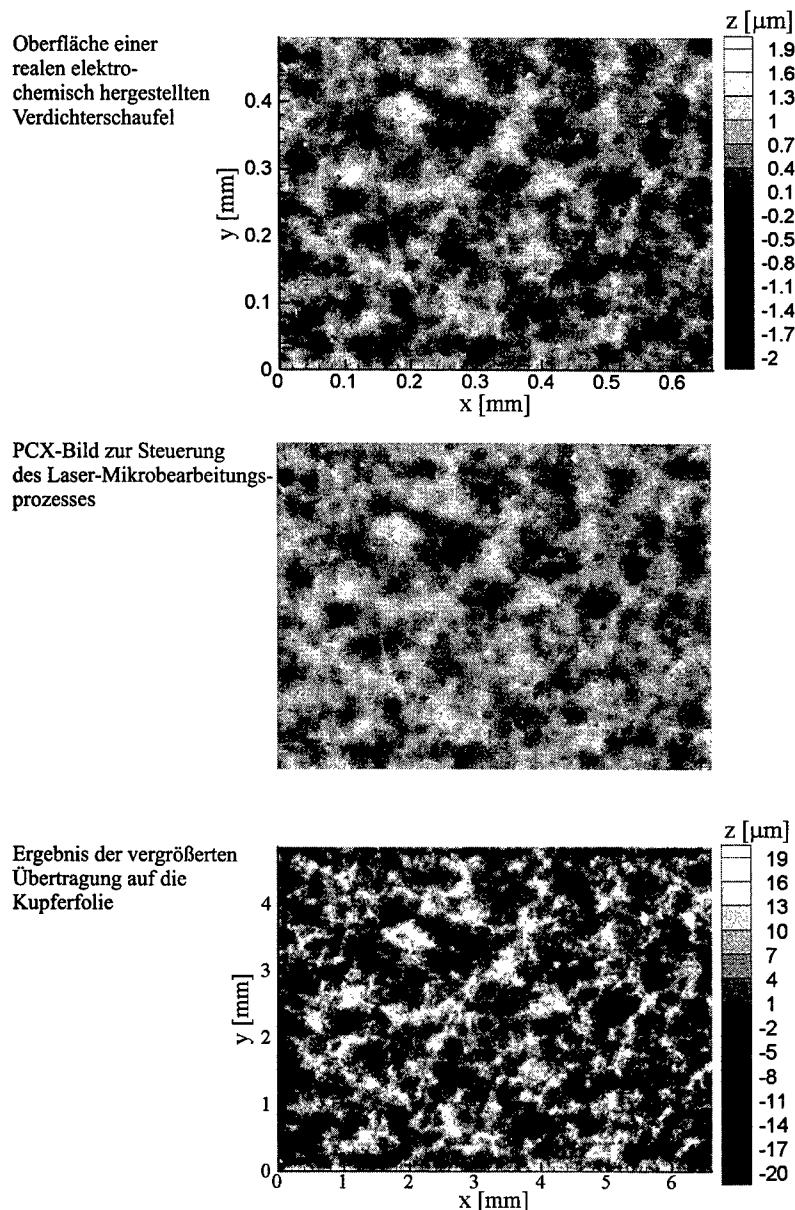
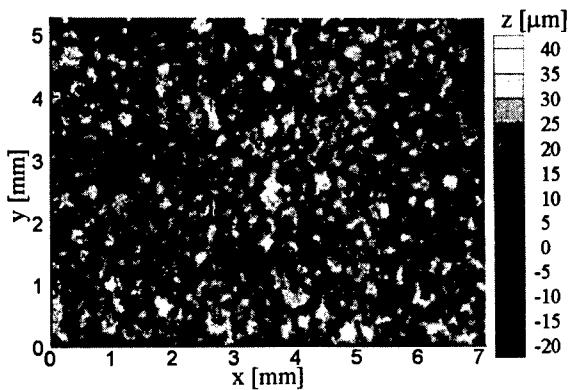
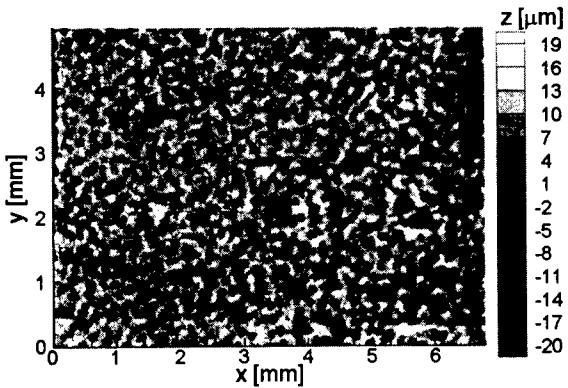


Bild 4.18: Ergebnis des verbesserten Übertragungsprozesses (Konfiguration B3)

Konfiguration B1:
präzisionsgeschmiedet



Konfiguration B2:
präzisionsgeschmiedet



Konfiguration B3:
elektro-chemisch bearbeitet

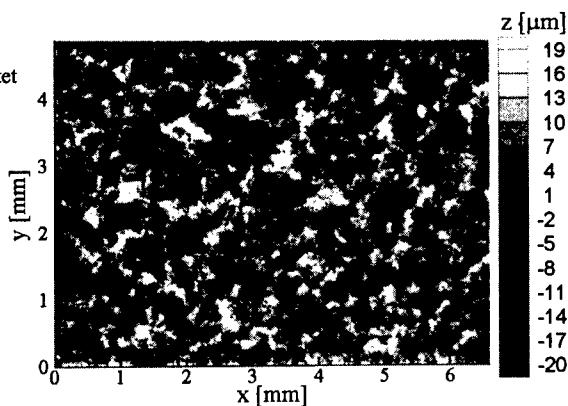


Bild 4.19: Oberflächen der drei auf Kupferfolie übertragenen und strömungstechnisch untersuchten herstellungsbedingten Rauigkeiten

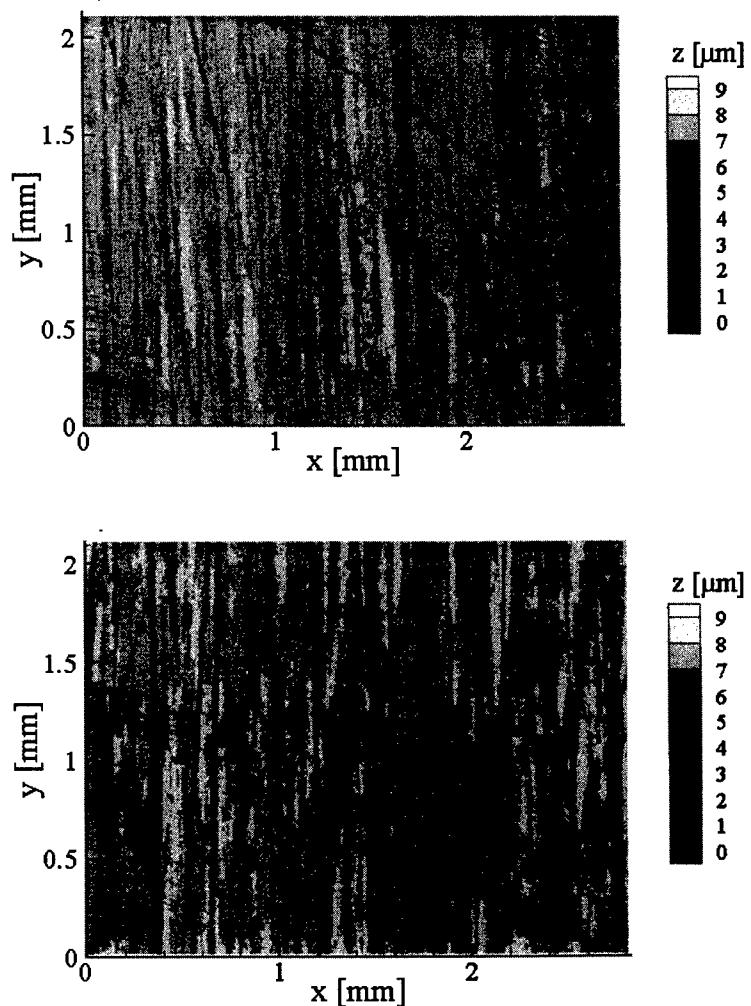


Bild 4.20: Oberfläche der glatten Schaufel (Saugseite: oberes Bild; Druckseite: unteres Bild)

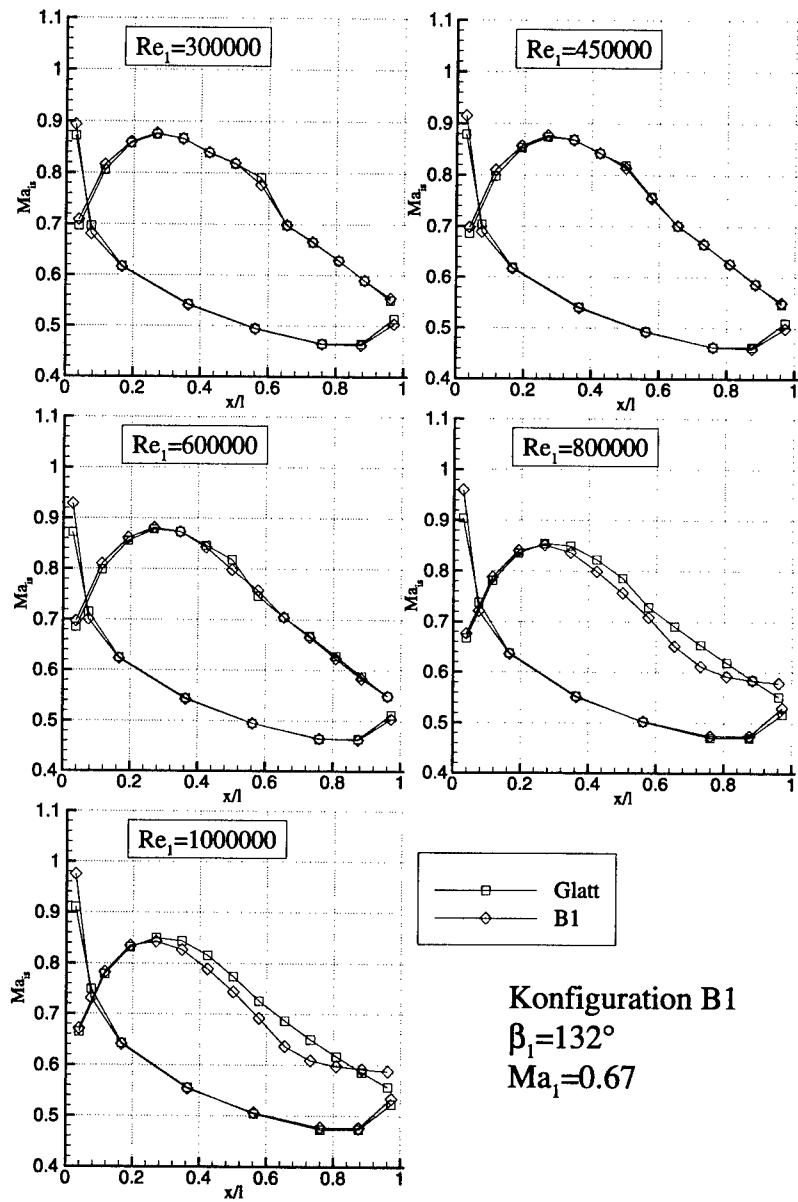


Bild 5.1: Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen der Konfiguration B1 (siehe Tabelle 4.3 und Bild 4.19) mit der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$)

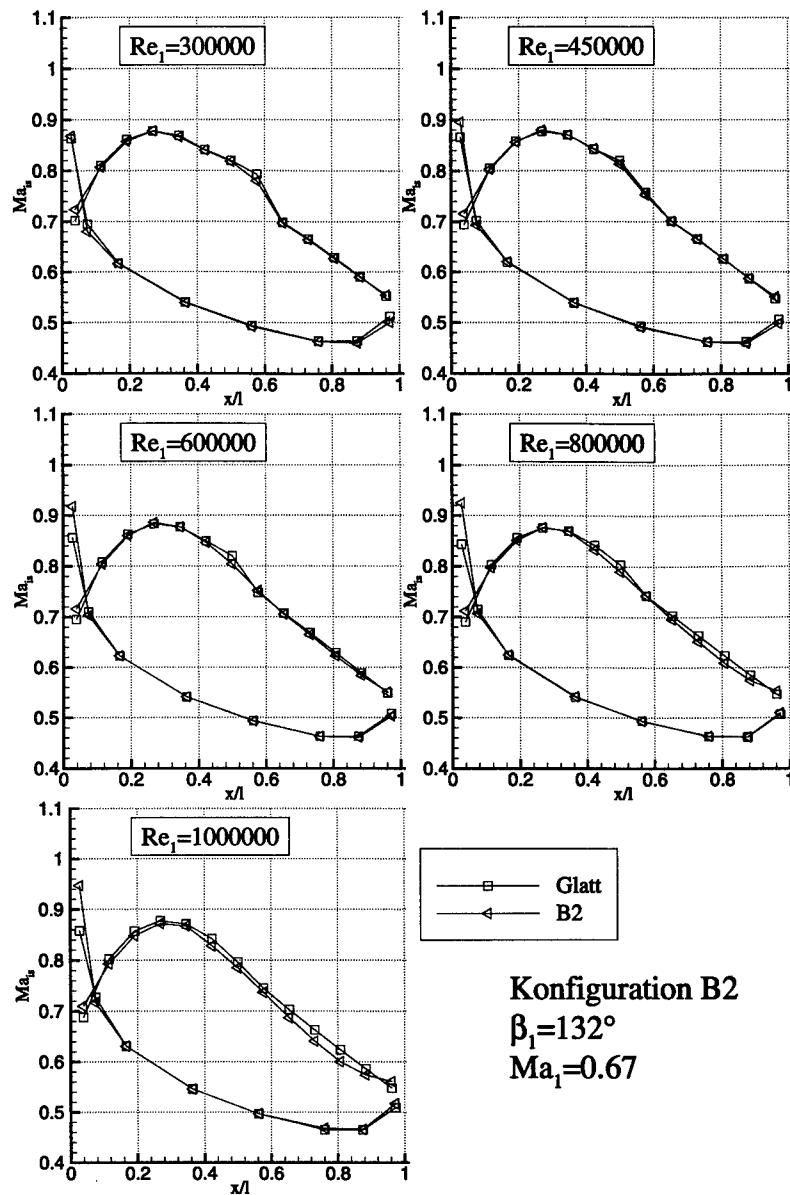
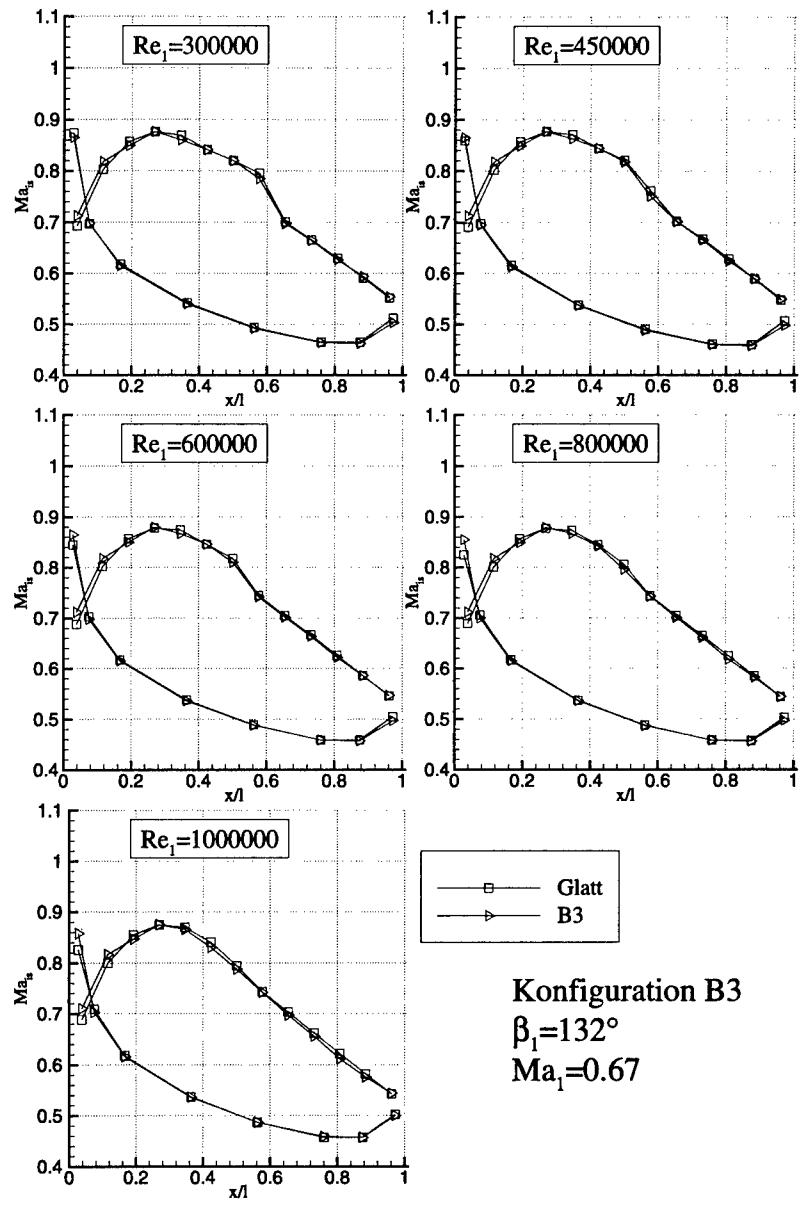


Bild 5.2: Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen der Konfiguration B2 (siehe Tabelle 4.3 und Bild 4.19) mit der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$)



Konfiguration B3
 $\beta_1 = 132^\circ$
 $Ma_1 = 0.67$

Bild 5.3: Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen der Konfiguration B3 (siehe Tabelle 4.3 und Bild 4.19) mit der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$)

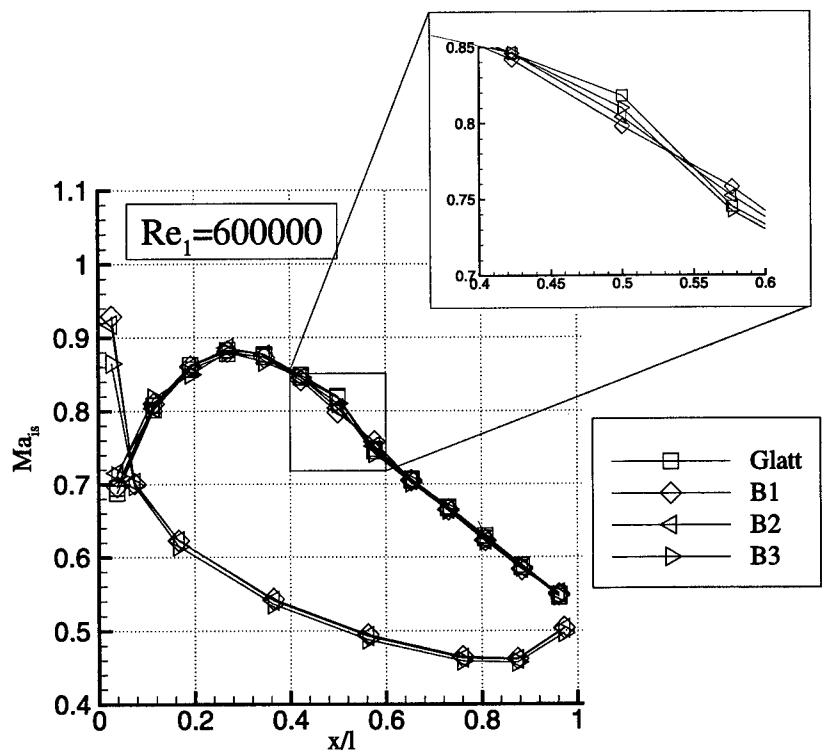


Bild 5.4: Einfluß der verschiedenen Konfigurationen auf die Verteilung der isentropen Profil-Machzahlen im Bereich der laminaren Ablöseblase bei $Re_1=600000$, $\beta_i=132^\circ$ und $Ma_i=0.67$

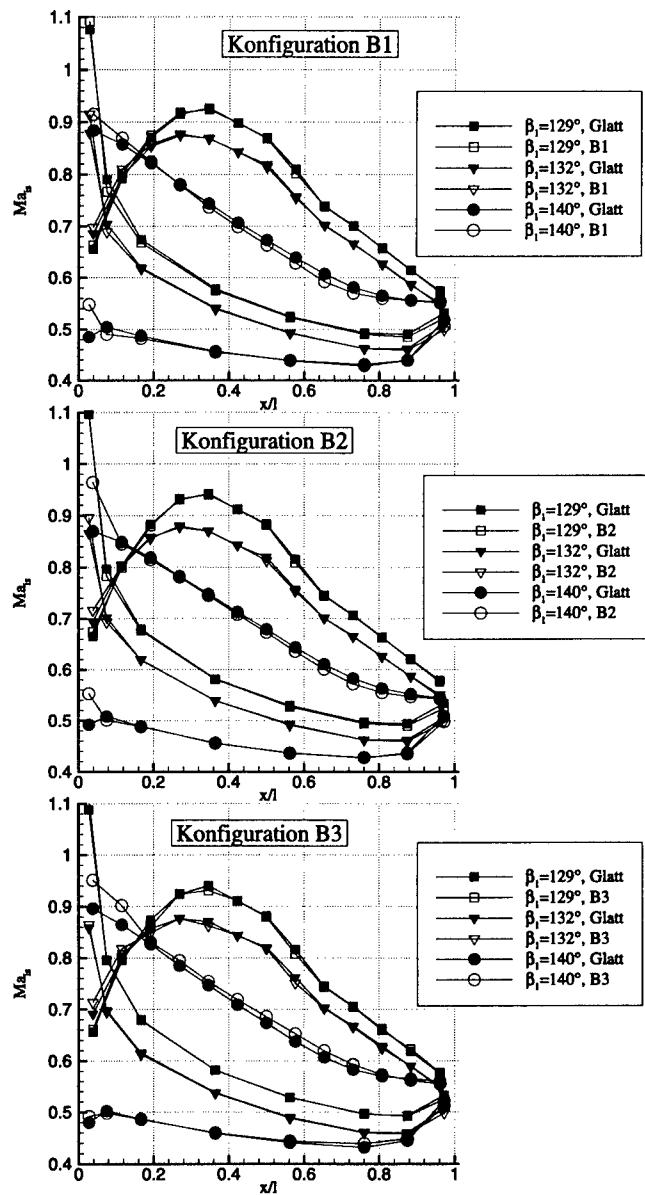
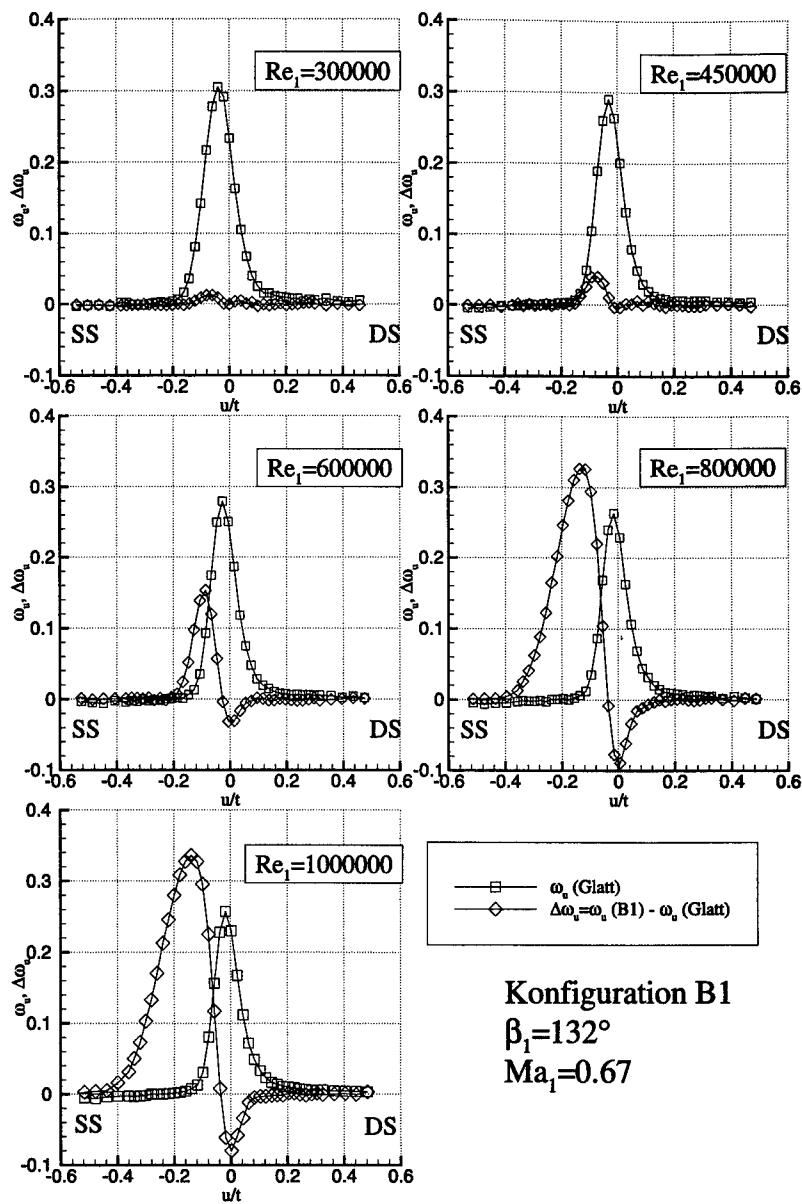


Bild 5.5: Vergleich der isentropen Profil-Machzahlen der Konfigurationen B1, B2 und B3 mit der glatten Schaufel bei verschiedenen Zuström-Winkeln ($Re_i = 450000$, $Ma_i = 0.67$)



Konfiguration B1
 $\beta_1 = 132^\circ$
 $Ma_1 = 0.67$

Bild 5.6: Lokale Totaldruckverlustbeiwerte der glatten Schaufel und die durch die Rauhigkeit der Konfiguration B1 verursachten zusätzlichen lokalen Totaldruckverlustbeiwerte für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1 = 132^\circ$, $Ma_1 = 0.67$)

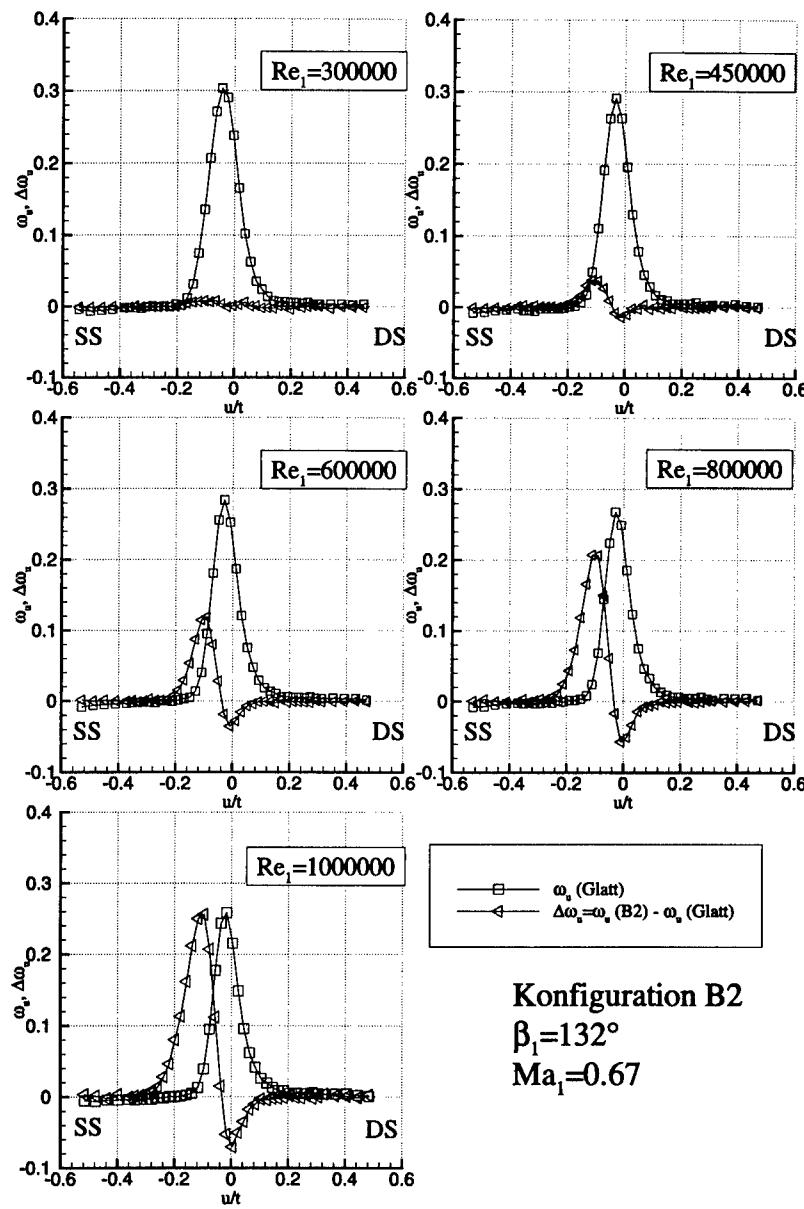


Bild 5.7: Lokale Totaldruckverlustbeiwerte der glatten Schaufel und die durch die Rauhigkeit der Konfiguration B2 verursachten zusätzlichen lokalen Totaldruckverlustbeiwerte für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1 = 132^\circ$, $Ma_1 = 0.67$)

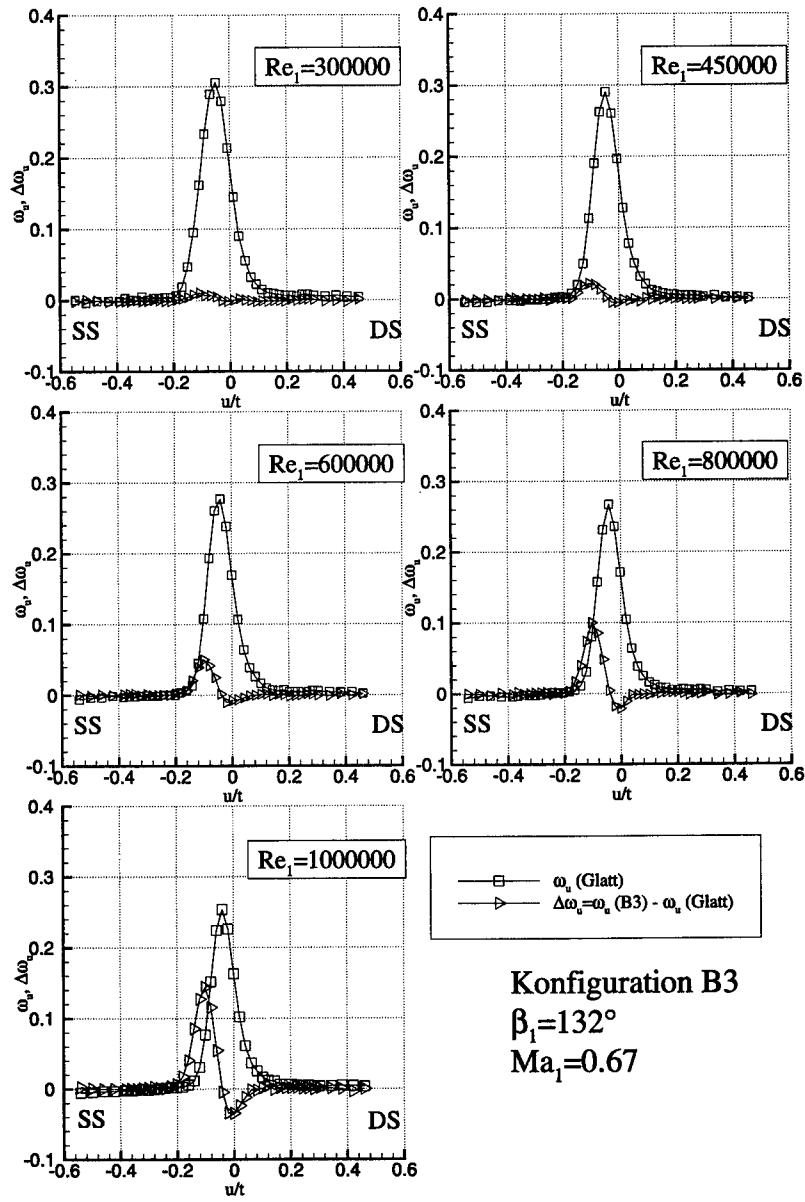


Bild 5.8: Lokale Totaldruckverlustbeiwerte der glatten Schaufel und die durch die Rauhigkeit der Konfiguration B3 verursachten zusätzlichen lokalen Totaldruckverlustbeiwerte für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$)

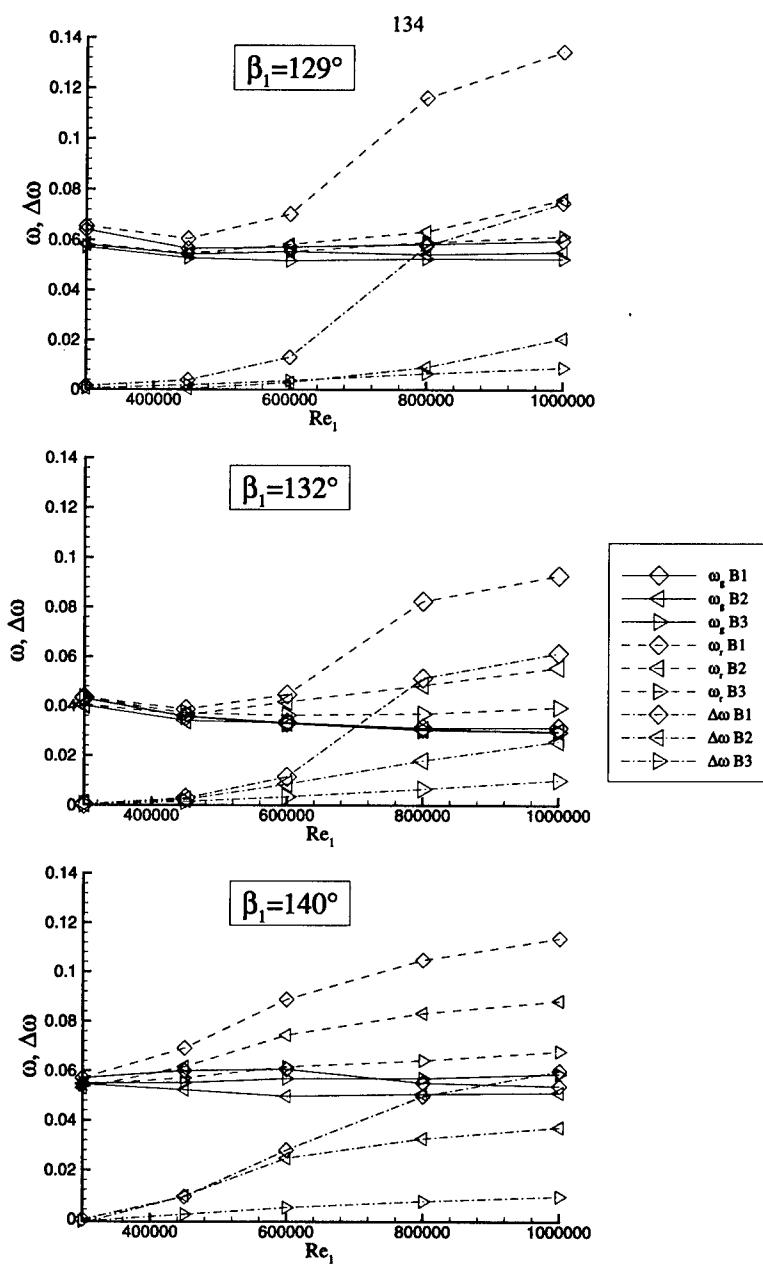


Bild 5.9: Totaldruckverlustbeiwerte der glatten und der rauhen Schaufel sowie deren Differenz über der Zuström-Reynoldszahl für verschiedene Zuström-Winkel

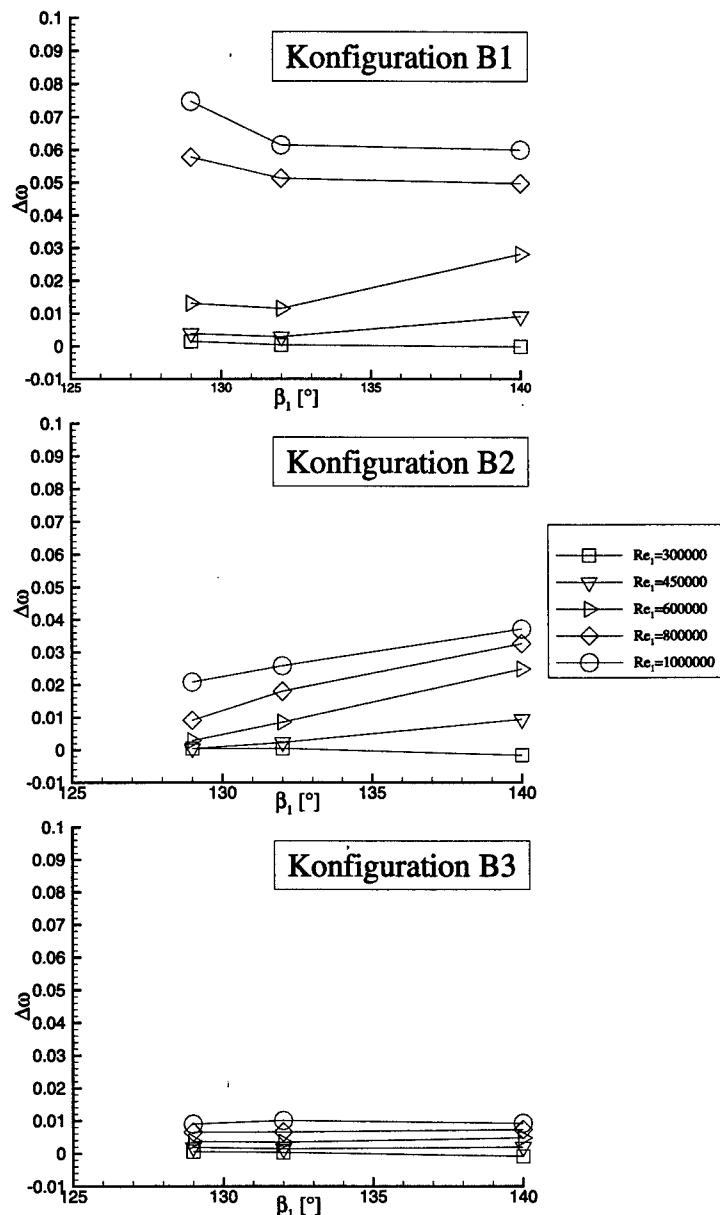


Bild 5.10: Die durch die Oberflächenrauhigkeiten der Konfigurationen B1, B2 und B3 erzeugten zusätzlichen Totaldruckverlustbeiwerte über dem Zuström-Winkel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen

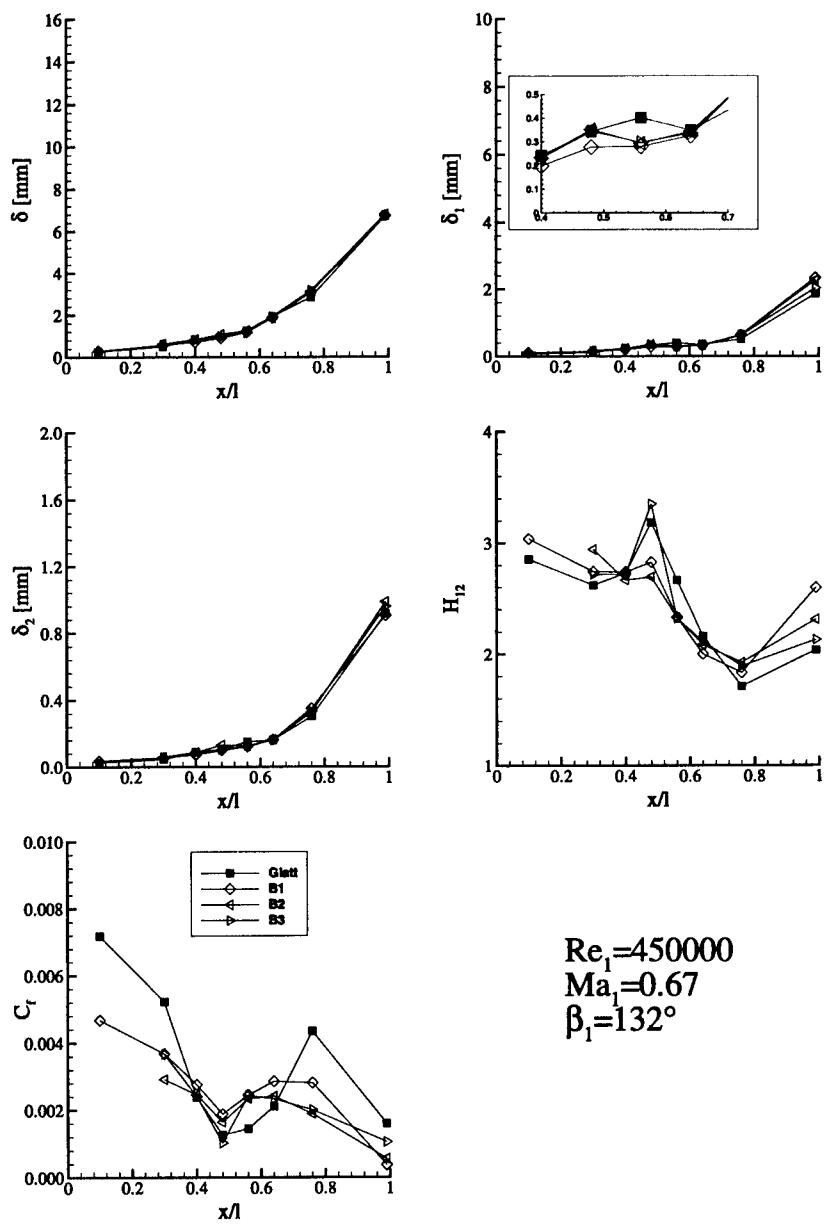


Bild 5.11: Entwicklung der saugseitigen Grenzschicht der Konfigurationen B1, B2 und B3 im Vergleich zur glatten Schaufel bei Auslegungsbedingungen ($Re_i=450000$, $\beta_i=132^\circ$, $Ma_i=0.67$)

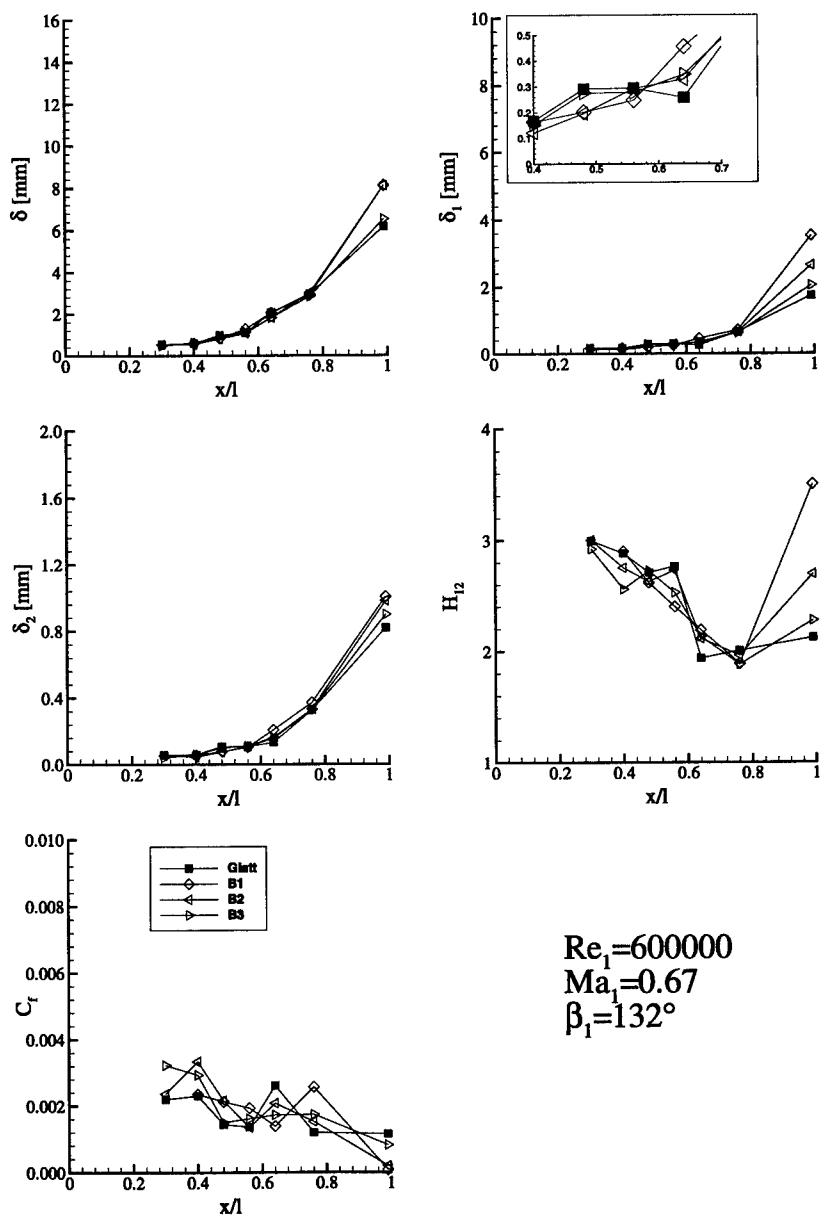


Bild 5.12: Entwicklung der saugseitigen Grenzschicht der Konfiguration B1, B2 und B3 im Vergleich zur glatten Schaufel bei $Re_1=600000$, $\beta_1=132^\circ$ und $Ma_1=0.67$

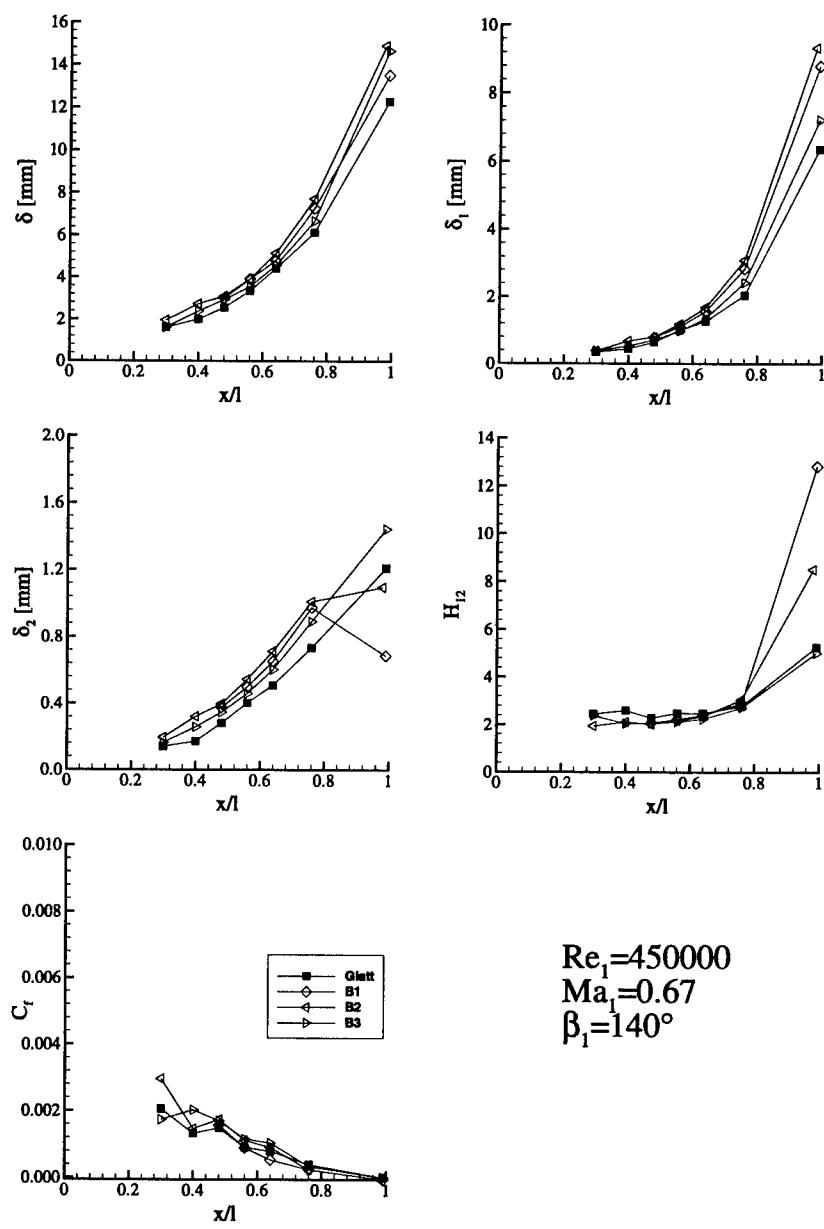


Bild 5.13: Entwicklung der saugseitigen Grenzschicht der Konfiguration B1, B2 und B3 im Vergleich zur glatten Schaufel bei $Re_1=450000$, $\beta_1=140^\circ$ und $Ma_1=0.67$

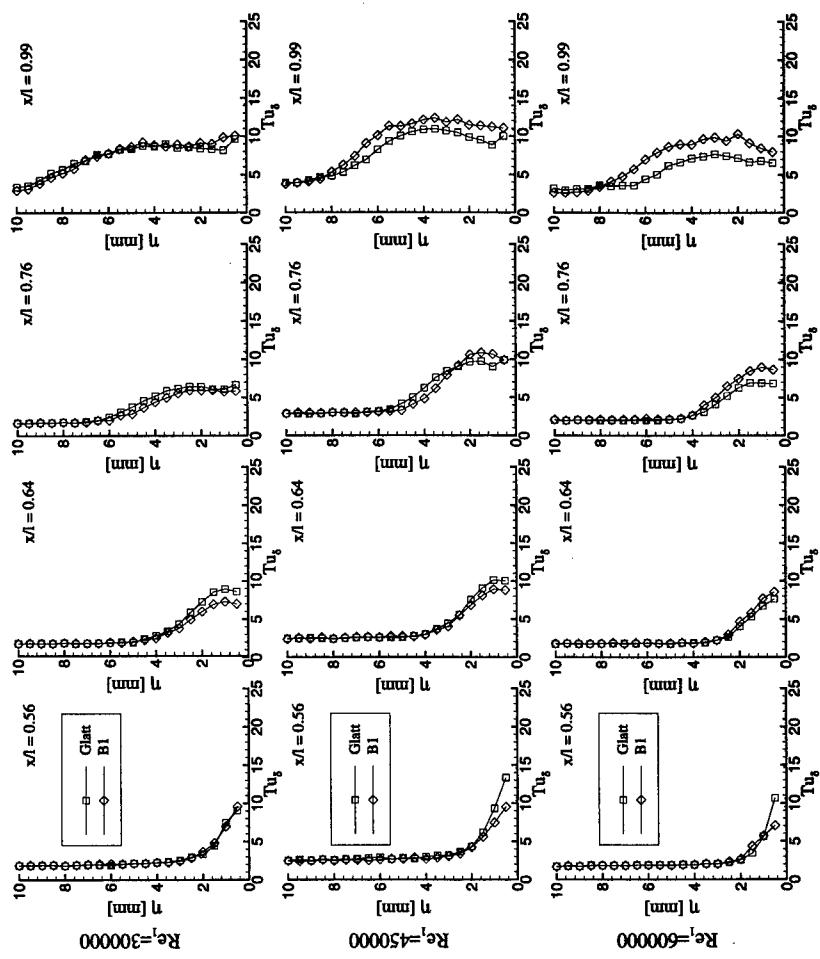


Bild 5.14: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B1 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_i=132^\circ$, $Ma_i=0.67$)

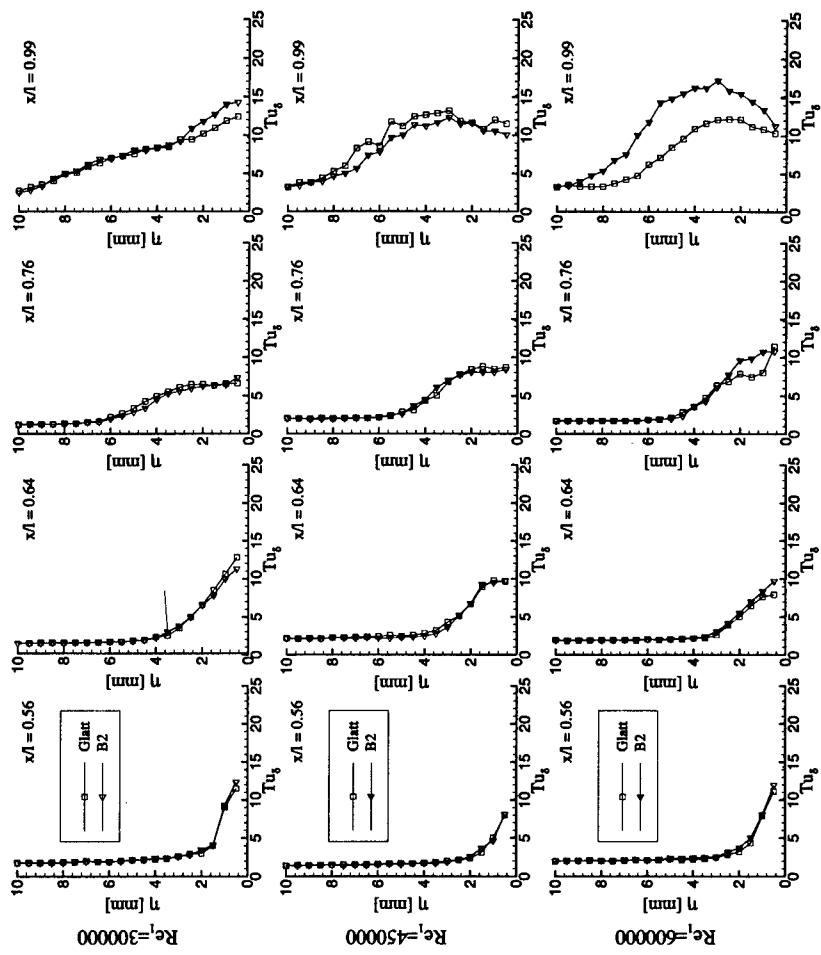


Bild 5.15: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B2 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_i=132^\circ$, $Ma_i=0.67$)

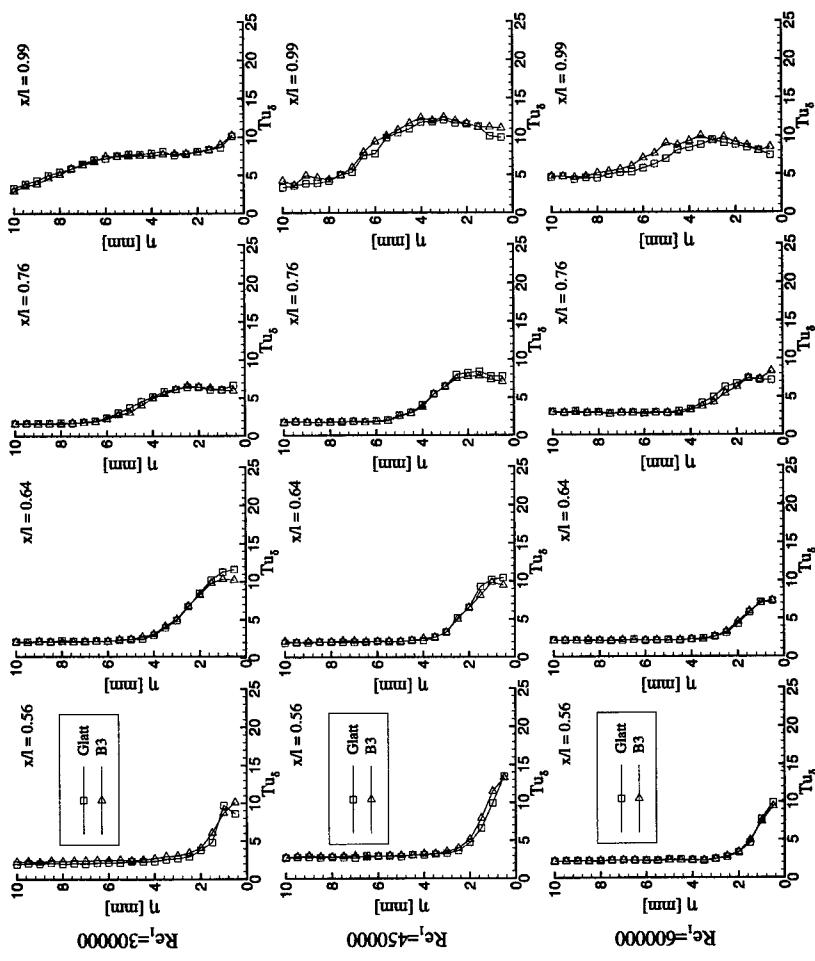


Bild 5.16: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B3 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Reynoldszahlen ($\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$)

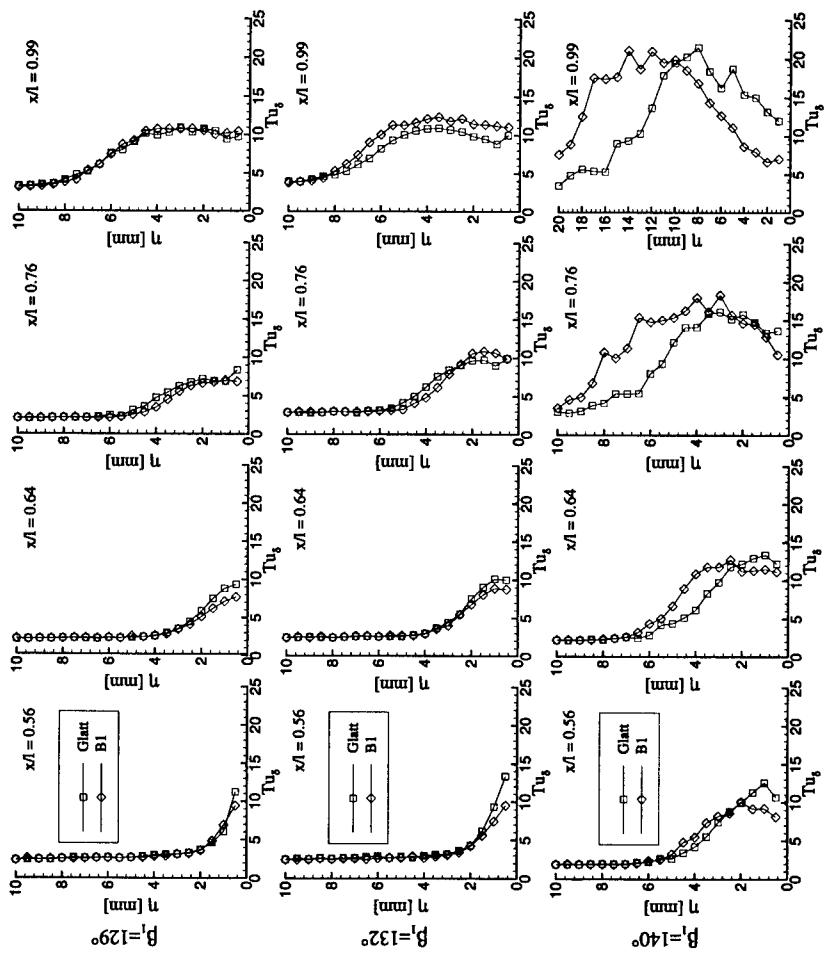


Bild 5.17: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B1 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Winkel ($Re_i=450000$, $Ma_i=0.67$)

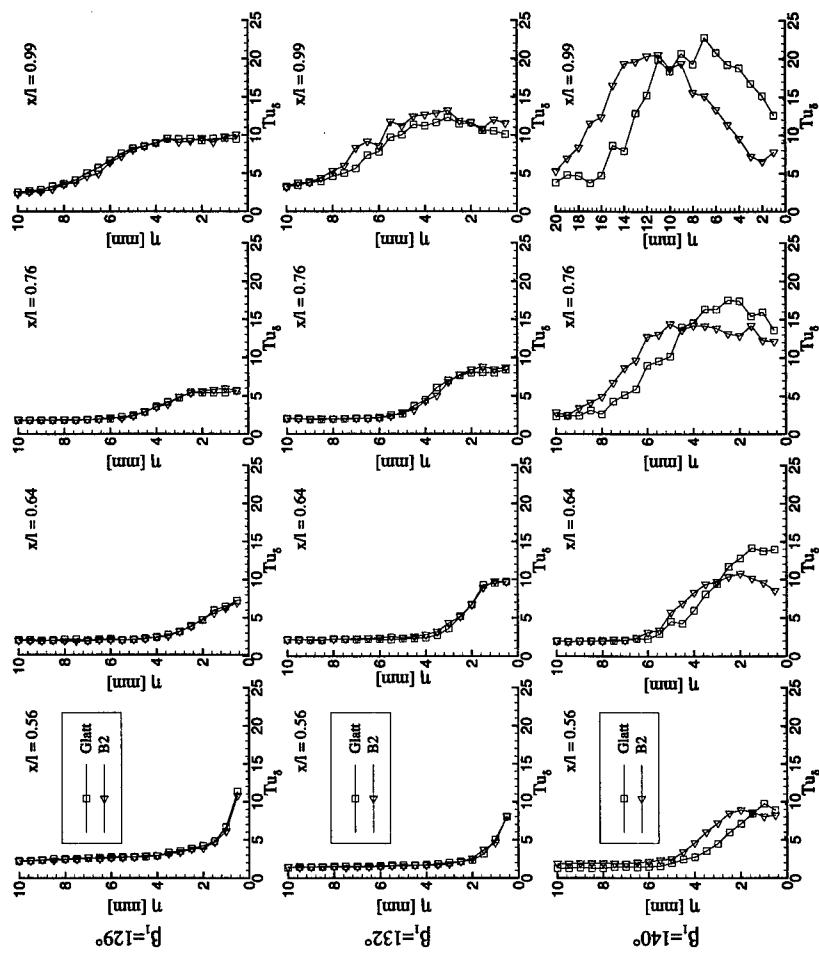


Bild 5.18: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B2 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Winkel ($Re_i=450000$, $Ma_i=0.67$)

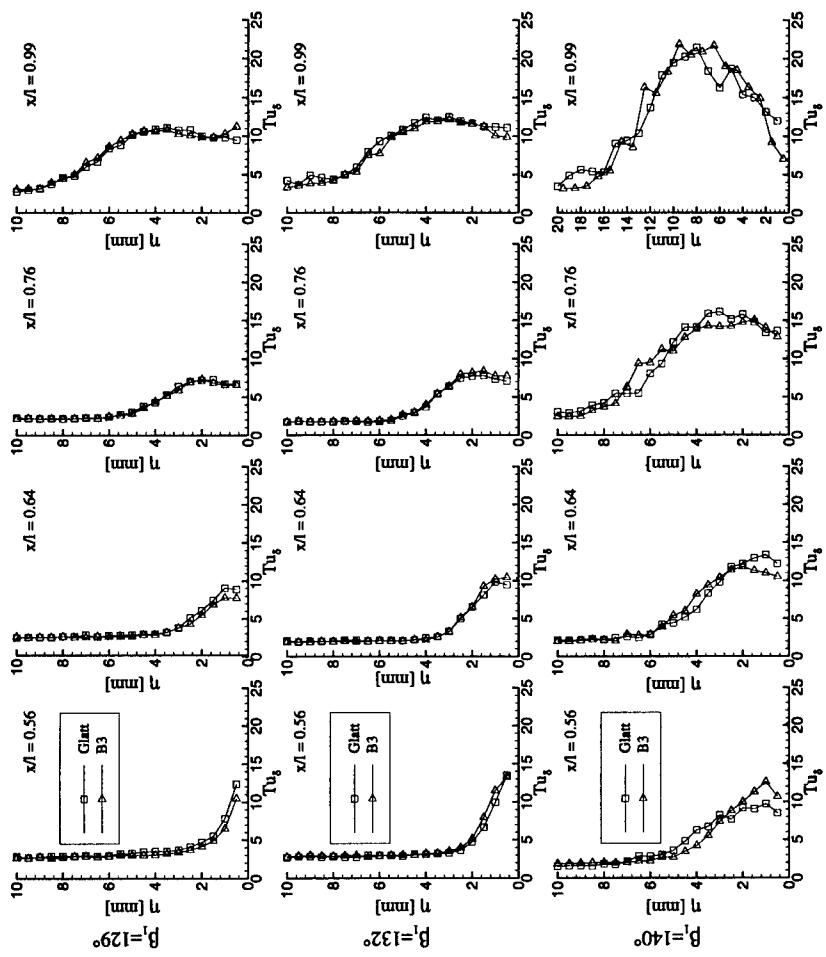


Bild 5.19: Vergleich der Verteilung des Turbulenzgrades in der Grenzschicht zwischen der Konfiguration B3 und der glatten Schaufel für verschiedene Zuström-Winkel ($Re_i=450000$, $Ma_i=0.67$)

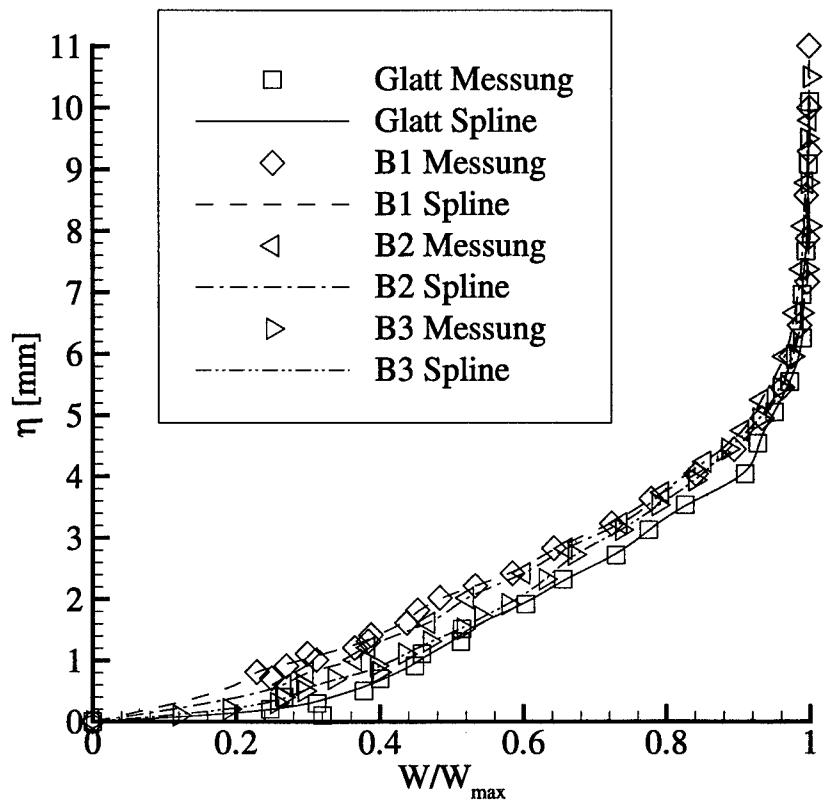


Bild 5.20: Geschwindigkeitsprofil der saugseitigen Grenzschicht an der Hinterkante der Konfigurationen B1, B2 und B3 im Vergleich zur glatten Schaufel im Auslegungspunkt des Gitters ($Re_i=450000$, $Ma_i=0.67$, $\beta_i=132^\circ$)

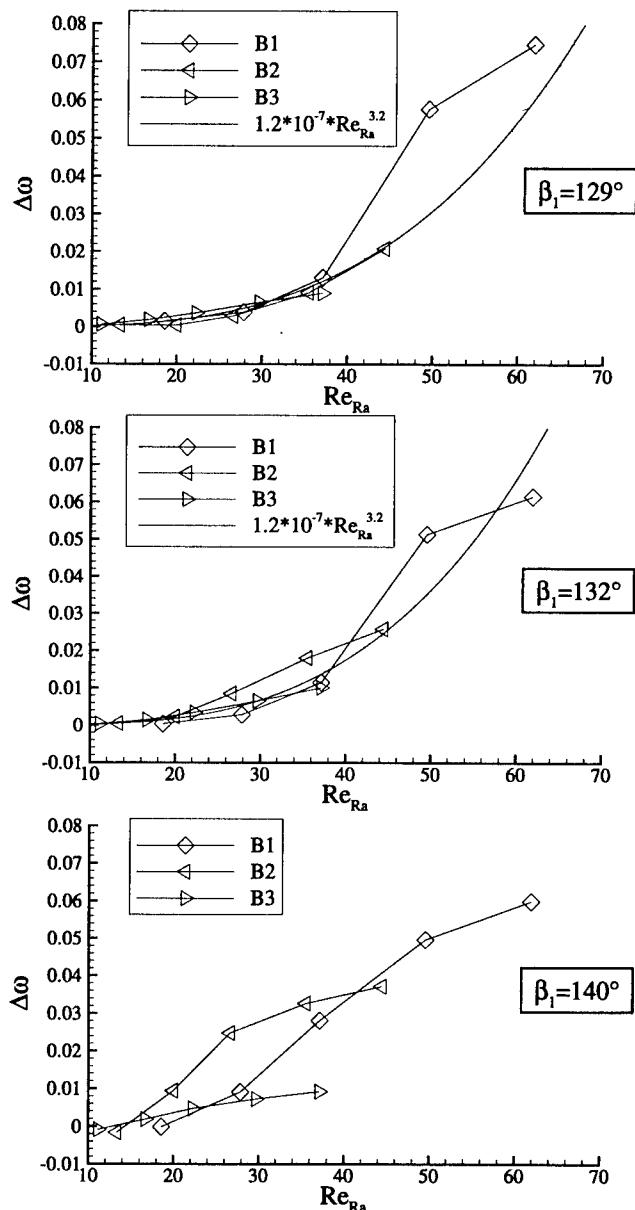


Bild 5.21: Zusatzverluste der Konfigurationen B1, B2 und B3 über der auf den arithmetischen Mittenerauhwert bezogenen Reynoldszahl Re_{Ra} für verschiedene Zuström-Winkel

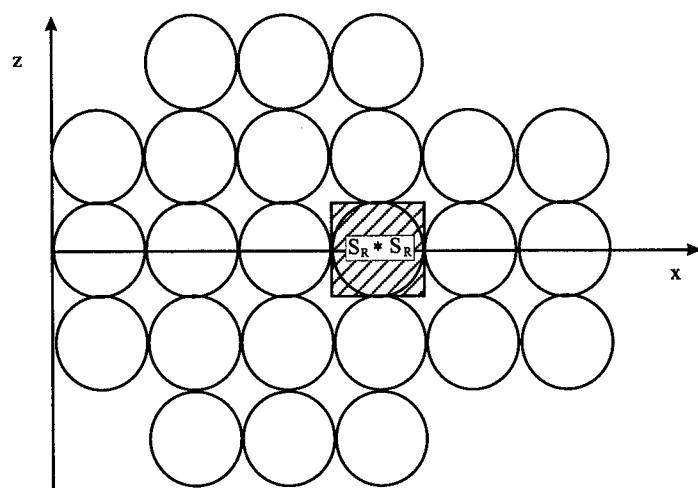
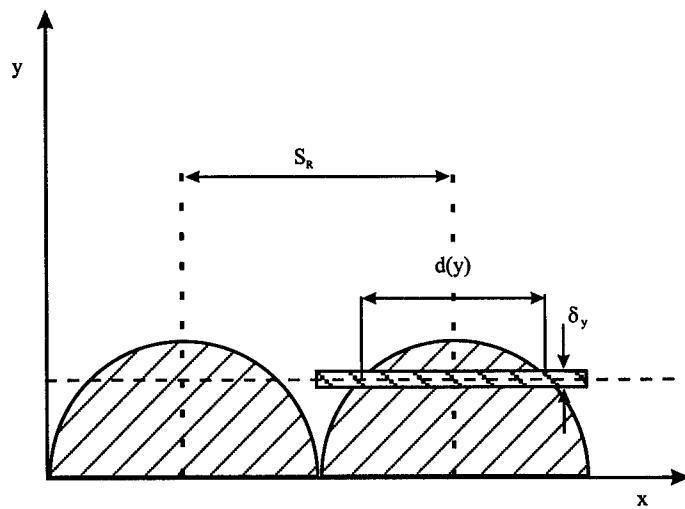
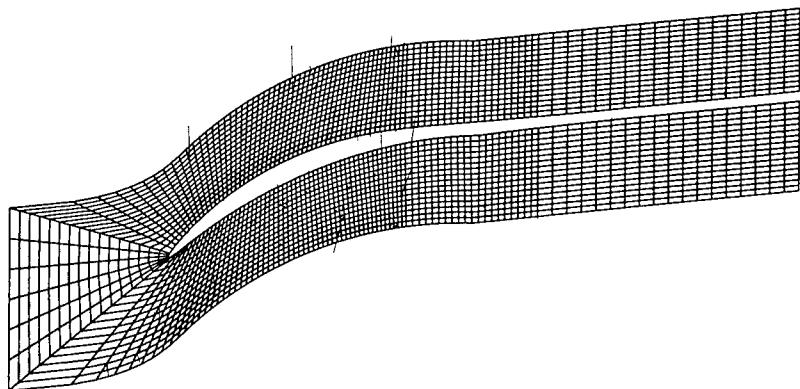


Bild 6.1: Mit Halbkugeln bedeckte Oberfläche zur numerischen Simulation der Oberflächenrauhigkeit in dem Grenzschicht-Rechenverfahren ALFA II

algebraisches Netz der S1-Ebene



C-Netz der S1-Ebene

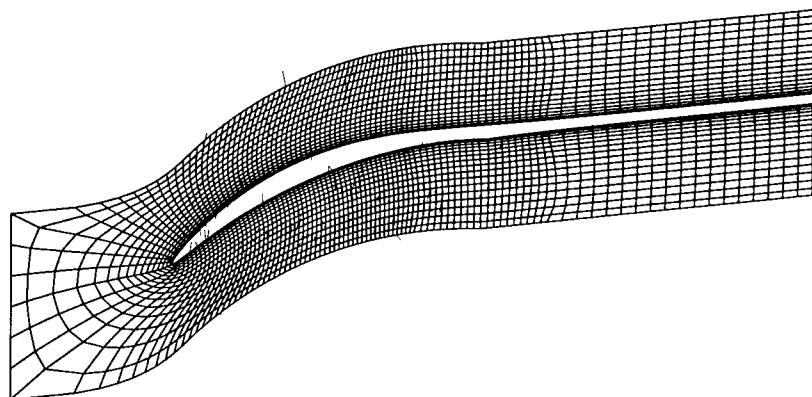


Bild 6.2: Das algebraische Netz sowie das optimierte C-Netz der S1-Ebene für die Berechnung der reibungsfreien Strömung mit dem Euler-Verfahren

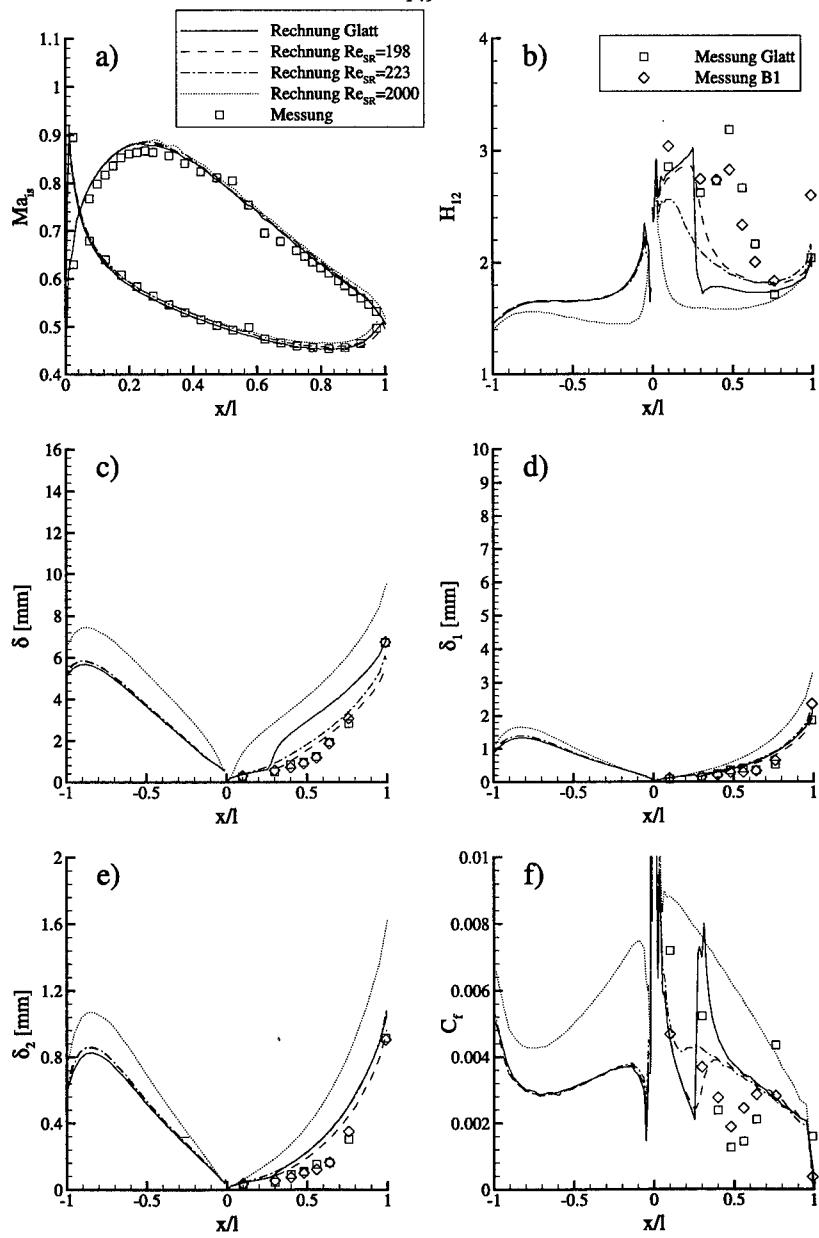


Bild 6.3: Ergebnisse der Koppelung bei Auslegungsbedingungen ($Re_i=450000$, $Ma_i=0.67$, $\beta_i=132^\circ$) und Vergleich mit Messungen

150

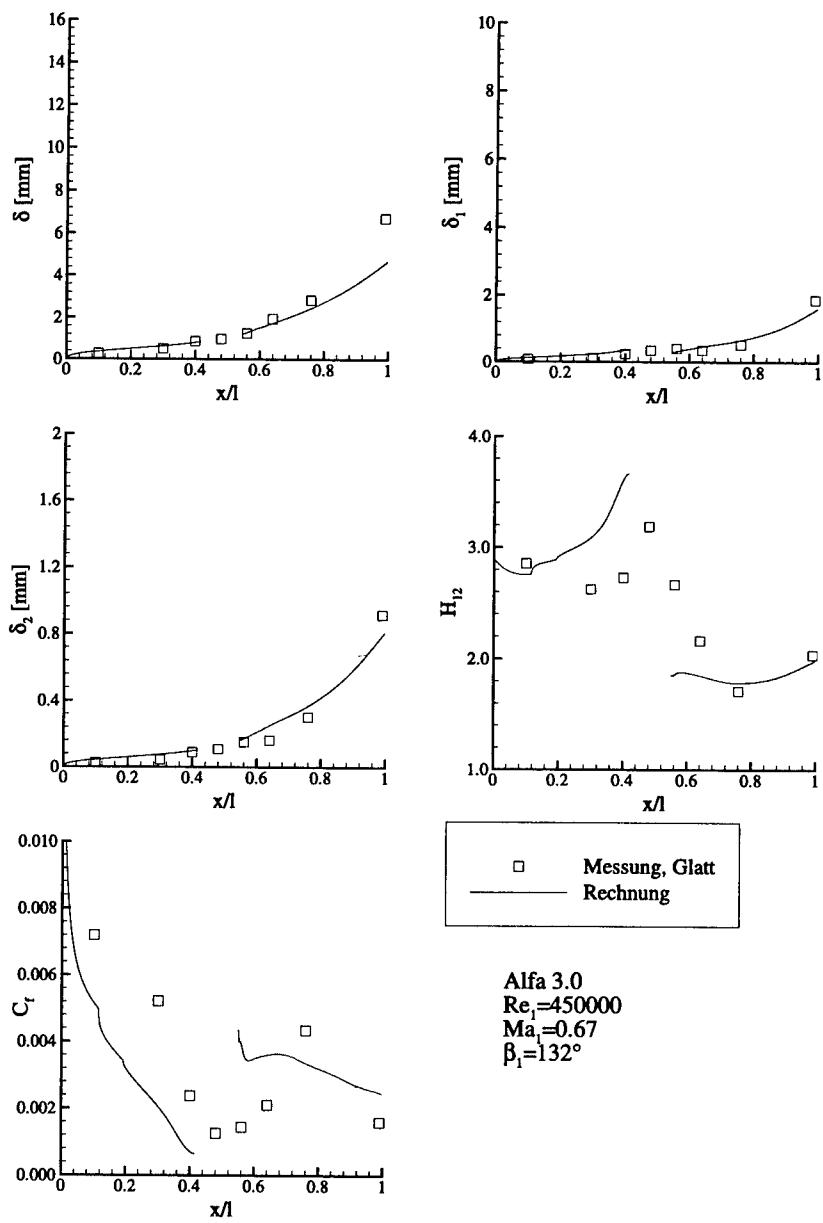


Bild 6.4: Entwicklung der saugseitigen Grenzschichtentwicklung im Auslegungspunkt ($Re_i = 450000$, $\beta_i = 132^\circ$, $Ma_i = 0.67$) Vergleich der Rechnung (Alfa 3.0) mit den Messungen

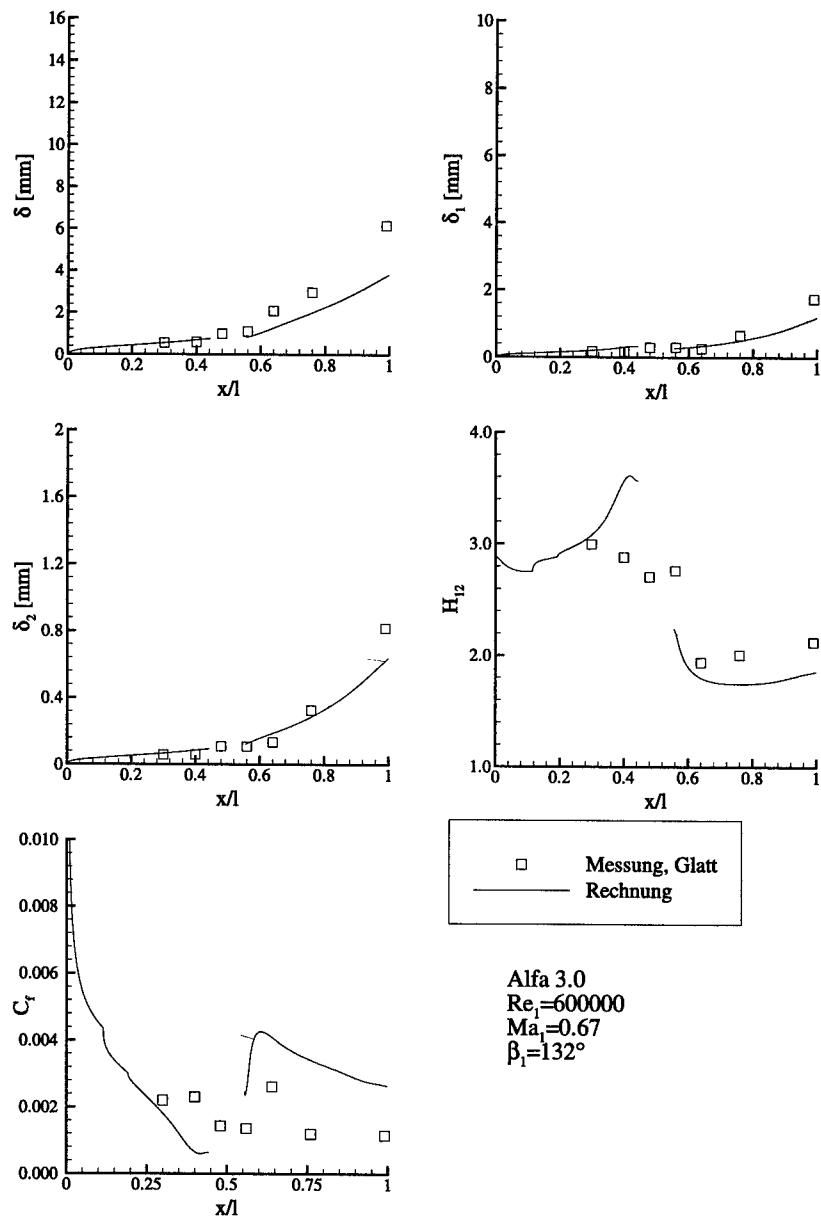


Bild 6.5: Entwicklung der saugseitigen Grenzschicht bei $Re_1=600000$, $Ma_1=0.67$ und $\beta_1=132^\circ$, Vergleich der Rechnung (Alfa 3.0) mit den Messungen

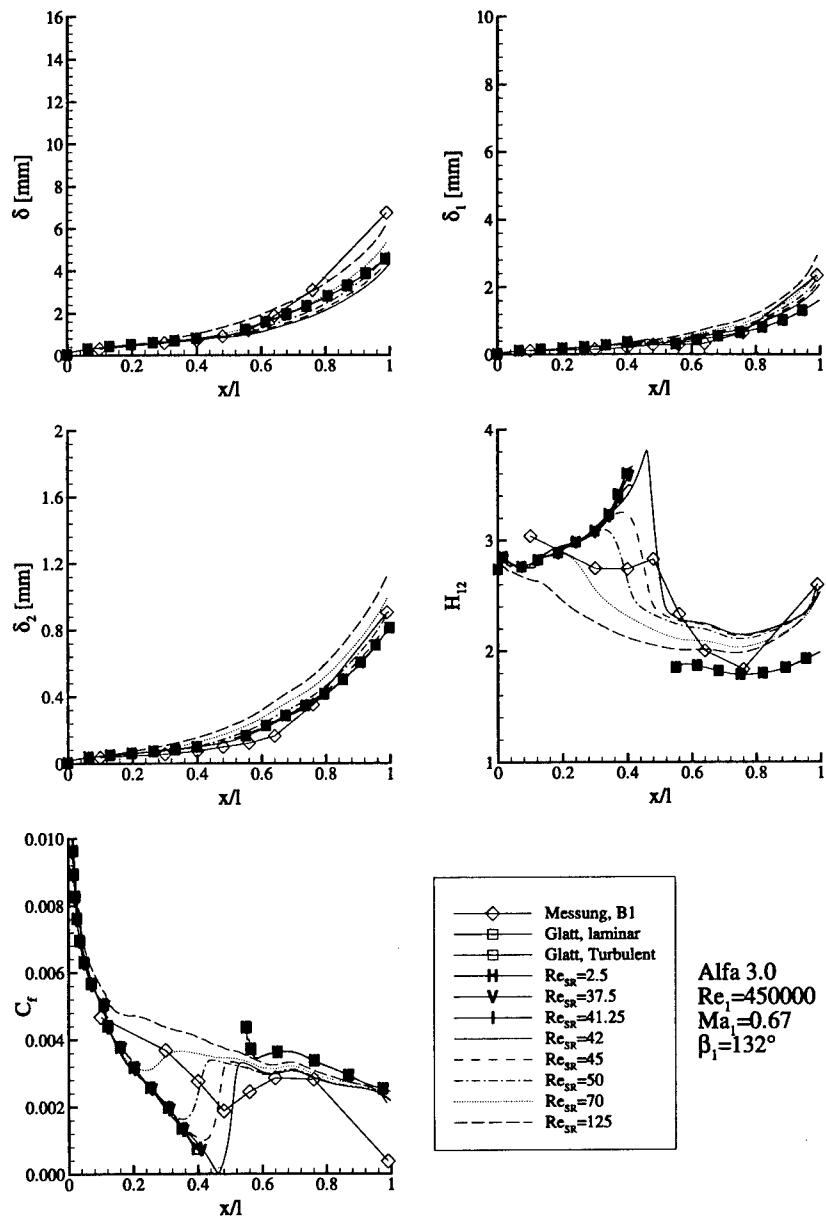


Bild 6.6: Vergleich der Rechnung (Alfa 3.0) anhand verschiedener Halbkugeldurchmesser mit der Messung an der Konfiguration B1 bei Auslegungsbedingungen ($Re_i = 450000$, $\beta_i = 132^\circ$, $Ma_i = 0.67$)

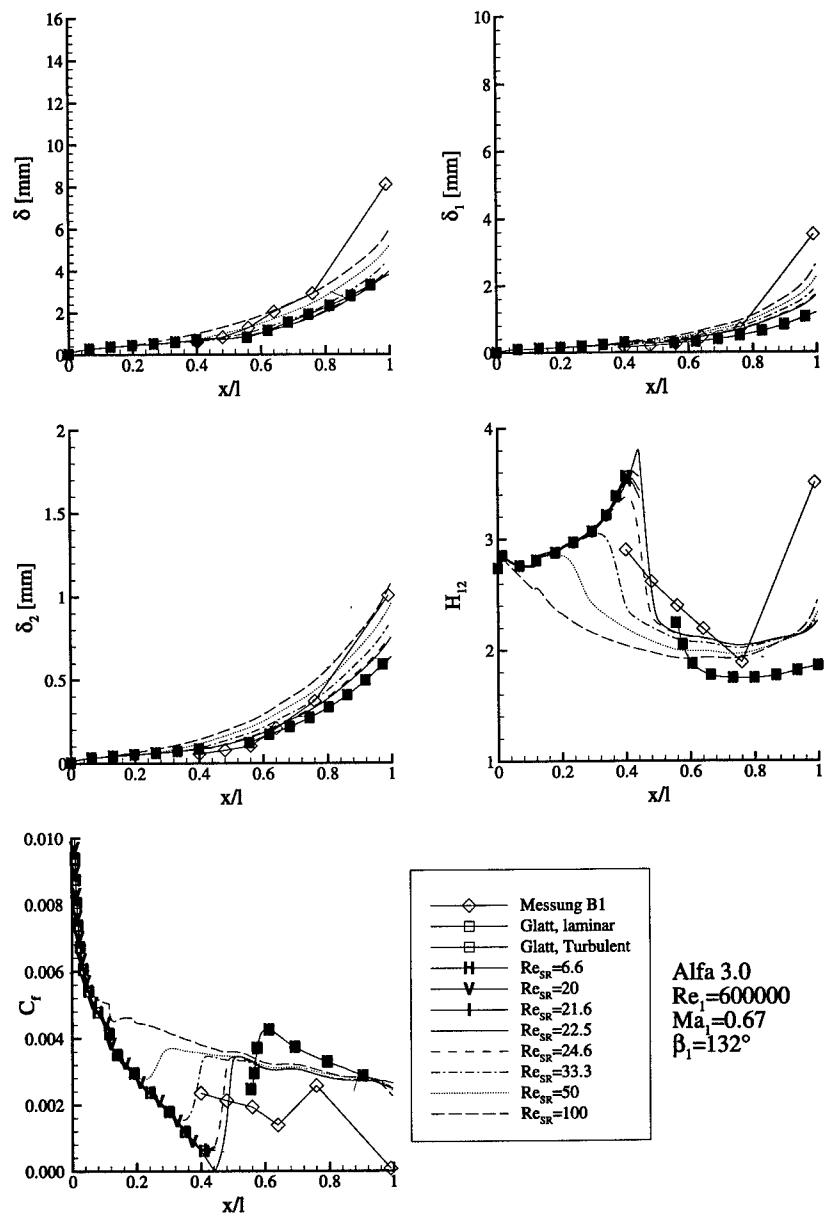


Bild 6.7: Vergleich der Rechnung (Alfa 3.0) anhand verschiedener Halbkugeldurchmesser mit der Messung an der Konfiguration B1 bei $Re_1=450000$, $\beta_1=132^\circ$, $Ma_1=0.67$

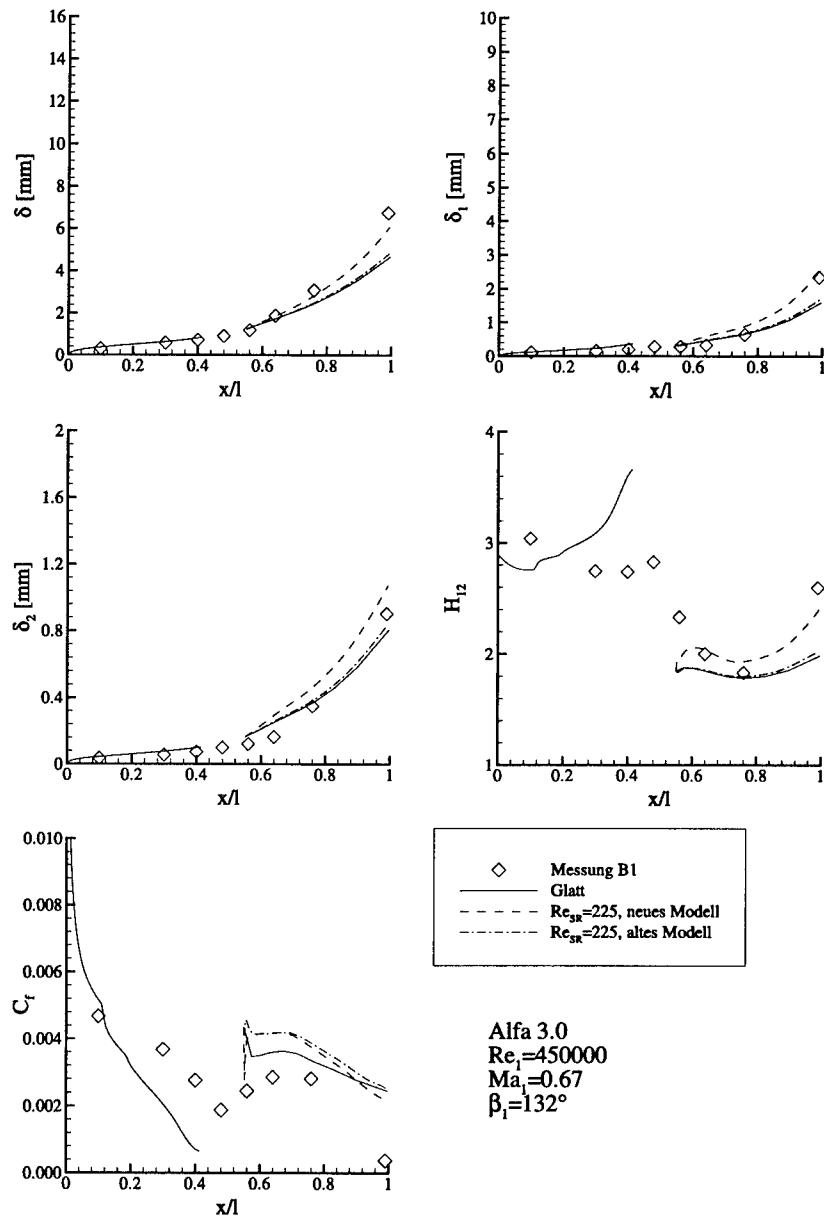


Bild 6.8: Verbesserung des Rauhigkeitsmodells bei Auslegungsbedingungen ($Re_1=450000$, $Ma_1=0.67$, $\beta_1=132^\circ$) im Vergleich mit den Messungen an der Konfiguration B1

Literatur

- [1] Wisler D. C.: „Blade Row Interference Effects in Axial Turbomachine Stages“. von Karman Institute for Fluid Dynamics, Lecture Series 1998-02, February 9-12, 1998.
- [2] Steffens K., Fritsch G.: „Enabling Low Spool Technologies for Future High-Bypass Ratio Engines“. ISABE Paper 99-721, 1999.
- [3] Bammert K., Sandstede H.: „Influences of Manufacturing Tolerances and Surface Roughness of Blades on the Performance of Turbines“. ASME Paper 75-GT-35, 1975.
- [4] Turel F.: „Oberflächen-Rauheitsmessung“. STZ Nr.35/36, 1976.
- [5] Sörensen E.: „Wandrauhigkeitseinfluß bei Strömungsmaschinen“. Forschung auf dem Gebiet des Ingenieur Wesens, S.25-29, 1937.
- [6] Speidel L.: „Einfluß der Oberflächengüte auf den Wirkungsgrad von Dampfmaschinen“. Siemens-Zeitung 35, S.591-597, 1961.
- [7] Leipold R., Fottner L.: „A Measurement Technique to Investigate the Influence of Surface Roughness on the Flow around a Highly Loaded Compressor Cascade“. 14th Symposium on Measuring Techniques, Limerick, 1998.
- [8] Scholz N., Klein A.: „Neuere Probleme der Aerodynamik der Strömungsmaschinen“. MTU-Bericht, 1972.
- [9] Darcy H.: „Recherches expérimentales relatives au mouvement de l'eau dans les tuyaux“. Mémoires a l'Académie des Sciences de l'Institute impérial de France, Bd 15, 1858.
- [10] Nikuradse J.: „Strömungsgesetze in rauen Rohren“, Forschungsheft 361, Beilage zu „Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens“. Ausgabe B Band 4, Juli/August 1933.
- [11] Grass G., Lüth E.: „Einfluß der Oberflächenrauhigkeit auf den Strömungswiderstand in engen Rohren“. Sonderdruck aus „Chemie-Ingenieur-Technik“ Bd. 30 H. 7, S.447-449, 1958.
- [12] Schlichting H.: „Experimentelle Untersuchungen zum Rauhigkeitsproblem“. Ingenieur-Archiv, 7. Band, 1. Heft, 1936.
- [13] Schlichting H., Gersten K.: „Grenzschicht-Theorie“. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 9. Auflage, 1997.
- [14] Chakroun W., Taylor R. P.: „Heat Transfer and Fluid Dynamics Measurements in Accelerated Rough-Wall Boundary Layer“. ASME Paper 93-GT-78, 1993.

- [15] Perry A. E., Schofield W. H., Joubert P. N.: „Rough Wall Turbulent Boundary Layers“. *Journal of Fluid Mechanics*, Vol.37, Part 2, S.383-413, 1969.
- [16] Hama, F.: „Boundary-Layer Characteristics for Smooth and Rough Surfaces“. *Transactions of the Society of Naval Architects & Marine Engineers* Vol. 62, S.333-358, 1954.
- [17] Djenidi L., Anselmet F., Antonia R. A.: „LDA Measurements in a turbulent Boundary Layer over a d-type Rough Wall“. *Experiments in Fluids* 16, S.323-329, 1994.
- [18] Stukel J. J., Hopke P. K., Nourmohammadi K.: „Turbulent Air Flow over Rough Surfaces: Mean Flow Parameters“. *ASME Paper 84-WA/FE-5*, 1984.
- [19] Acharya M., Bornstein J., Escudier M. P.: „Turbulent Boundary Layers on Rough Surfaces“. *Experiments in Fluids* 4, S.33-47, 1986.
- [20] Bogard D. G., Schmidt D. L.: „Characterization and Laboratory Simulation of Turbine Airfoil Surface Roughness and Associated Heat Transfer“. *ASME Paper 96-GT-386*, 1996.
- [21] Bammert K., Milsch R.: „Das Verhalten der Grenzschichten an rauen Verdichterschaufeln“. Sonderdruck aus „Forschung im Ingenieurwesen“, Bd.38 Nr.4, S.101-109, 1972.
- [22] Elrod W. C., King P. I., Poniatowski E. M.: „Effects of Surface Roughness, Freestream Turbulence and Incidence Angle on the Performance of a 2-D Compressor Cascade“. *ASME Paper 90-GT-208*, 1990.
- [23] Saxena V. M., Shirvastava K. D., Agrawal P. K.: „Effect of Surface Roughness over the Blade in Compressor Cascade“. *IE (I) Journal-ME*, S.54-58, 1980.
- [24] Speidel L.: „Einfluß der Oberflächenrauigkeit auf die Strömungsverluste in ebenen Schaufelgittern“. *Forschung auf dem Gebiet des Ingenieurwesens*, Band 20, Nr.5, 1954.
- [25] Bammert K., Sandstede H.: „Measurements of the Boundary Layer Development along a Turbine Blade with Rough Surfaces“. *ASME Paper 80-GT-40*, 1980.
- [26] Bammert K., Fiedler K.: „Der Reibungsverlust von rauen Turbinenschaufelgittern“. *Brennstoff-Wärme-Kraft* 18, Nr.9, 1966.
- [27] Hürlimann R.: „Zum Einfluß der Oberflächenrauheit, insbesondere der Fertigungsgüte auf die Strömungsverluste von Dampfturbinenschaufeln“. *VDI-Berichte* Nr.193, 1973.

[28] Rieß W., Jetter C.: „High-Quality Measurement Technique for Aerodynamic Characteristics of Turbine Blade Profiles“. 4th World Conference on Experimental Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics, Brussels, 1997.

[29] Jetter C., Rieß W.: „Strömungstechnische Eigenschaften von Turbinenschaufelprofilen unterschiedlicher Fertigungsqualitäten“. VDI Berichte Nr. 1109, 1994.

[30] Jetter C.: „Strömungstechnische Qualitätskriterien von spanabhebend gefertigten Turbinenschaufelprofilen“. Dissertation, Universität Hannover, 1997.

[31] Bunker R. S.: „Separate and Combined Effects of Surface Roughness and Turbulence Intensity on Vane Heat Transfer“. ASME Paper 97-GT-135, 1997.

[32] Abuaf N., Bunker R. S., Lee C. P.: „Effects of Surface Roughness on Heat Transfer and Aerodynamic Performance of Turbine Airfoils“. ASME Paper 97-GT-10, 1997.

[33] Turner A. B., Tarada F. H. A., Bayley F. J.: „Effects of Surface Roughness on Heat Transfer to Gas Turbine Blades“. AGARD CP-390, 1985.

[34] Bammert K., Woelk G.-U.: „Der Einfluß der Profilrauhigkeit auf die Strömungsverluste von Axialverdichtern“. VDI-Berichte Nr. 264, 1976.

[35] Bammert K., Woelk G.-U.: „The Influence of the Blading Surface Roughness on the Aerodynamic Behavior and Characteristic of an Axial Compressor“. ASME Paper 79-GT-102, 1979.

[36] Woelk G.-U.: „Der Einfluß der Oberflächenrauhigkeit der Beschaufelung auf das strömungstechnische Verhalten und das Kennfeld eines Axialverdichters“. Dissertation, Universität Hannover, 1977.

[37] Moses J. J., Serovy G. K.: „Effect of Blade-Surface Finish on Performance of a Single-Stage Axial-Flow Compressor“. NACA RM E51C09, 1951.

[38] Suder K. L., Chima R. V., Strazisar A. J., Roberts W. B.: „The Effect of Adding Roughness and Thickness to a Transonic Axial Compressor Rotor“. ASME Paper 94-GT-339, 1994.

[39] Schäffler A.: „Experimental and Analytical Investigation of the Effects of Reynolds Number and Blade Surface Roughness on Multistage Axial Flow Compressors“. ASME Paper 79-GT-2, 1979.

[40] Grieb H., Schäffler A., Laudenberg H.: „Entwicklungsprobleme an Axialverdichtern für Kleingasturbinen“. Vortrag DGLR Fachausschusssitzung für luftatmende Triebwerke, Frankfurt, 1974.

- [41] Hildebrandt T.: „Weiterentwicklung von 3D Navier-Stokes-Strömungsrechenverfahren zur Anwendung in hochbelasteten Verdichter- und Turbinengittern“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1998.
- [42] Wunderwald D.: „Untersuchung der Turbulenzstrukturen in hochbelasteten Verdichter- und Turbinengittern“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1995.
- [43] Leipold R.: „Berechnung des Wärmeübergangs in der Nähe des Staupunktes von Schaufelprofilen“. Diplomarbeit, Institut für Thermische Strömungsmaschinen, Universität Karlsruhe, 1993.
- [44] Sieger K.: „Vergleich der Leistungsfähigkeit erweiterter k , ϵ -Turbulenzmodelle bei der Berechnung transitionaler Grenzschichten an Gasturbinenschaufeln“. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1993.
- [45] Scholz N.: „Aerodynamik der Schaufelgitter“. Bd.1, Verlag G.Braun. 1965.
- [46] Denton J. D., Hoadley D.: „Calculation of the Effect of Surface Roughness on the Profile Loss of Turbine Blades“. C.E.G.B R/M/N630, 1972.
- [47] Taylor R. P., Coleman H. W., Hodge B. K.: „Prediction of Turbulent Rough-Wall Skin Friction Using a Discrete Element Approach“. Journal of Fluids Engineering Vol.107, S.251-257, 1985.
- [48] Christoph G. H., Pletcher R. H.: „Prediction of Rough-Wall Skin Friction and Heat Transfer“. AIAA Journal Vol.21, NO.4, 1983.
- [49] Krogstad P. A.: „Modification of the van Driest Damping Function to Include the Effects of Surface Roughness“. AIAA Journal Vol.29, No.6, 1990.
- [50] Guo S. M., Jones T. V., Lock G. D., Dancer S. N.: „Computational Prediction of Heat Transfer to Gas Turbine Nozzle Guide Vanes with Roughened Surfaces“. ASME Paper 96-GT-388, 1996.
- [51] Granville P. S.: „Eddy Viscosities and Mixing Lengths for Turbulent Boundary Layers on Flat Plates, Smooth or Rough“. Journal of Ship Research, Vol.32, No.4, S.229-237, 1988.
- [52] Granville P. S.: „Mixing-Length Formulations for Turbulent Boundary Layers over Arbitrarily Rough Surfaces“. Journal of ship Research, Vol.29, No.4, S.223-233, 1985.
- [53] Cebeci T., Chang K. C.: „Calculation of Incompressible Rough-Wall Boundary Layer Flows“. AIAA Journal Vol.16, NO.7, 1978.
- [54] Patel V. C., Yoon J. Y.: „Application of Turbulence Models to Separated Flow Over Rough Surfaces“. Transactions of ASME, Vol. 117, 1995.

[55] Yoon J. Y., Patel V. C.: „A Numerical Model of Flow in Channels with Sand-Dune Beds and Ice Covers“. IIHR Report, University of Iowa, 1993.

[56] Scheuerer G.: „Entwicklung eines Verfahrens zur Berechnung zweidimensionaler Grenzschichten an Gasturbinenschaufeln“. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1983.

[57] Hoheisel H.: „Verlustmessungen an einem Verdichtergitter mit Schaufelspan im Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal“. Institutsbericht A71/12, DFVLR Braunschweig, 1971.

[58] Bell R. M.: „Untersuchungen zur Stoß-Grenzschicht-Interaktion an aerodynamisch hochbelasteten Transonik-Verdichtergittern“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1995.

[59] Hübner J.: „Experimentelle und theoretische Untersuchung der wesentlichen Einflußfaktoren auf die Spalt- und Sekundärströmung in Verdichtergittern“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1996.

[60] Watzlawick R.: „Untersuchung der wesentlichen Einflußfaktoren auf die Sekundärverluste in Verdichter- und Turbinengittern bei Variation des Schaufelseitenverhältnisses“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München 1991.

[61] Scholz N., Hopkes U.: „Der Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal der Deutschen Forschungsanstalt für Luftfahrt Braunschweig“. Forschung im Ingenieurwesen, Band 25, 1959.

[62] Sturm W., Fottner L.: „The High-Speed Cascade Wind-Tunnel of the German Armed Forces University Munich“. 8th Symposium on Measuring Techniques for Transonic and Supersonic Flows in Cascades and Turbomachines, Genoa, 1985.

[63] Klock R., Laskowski G., Hoheisel H.: „Die Erzeugung höherer Turbulenzgrade in einer Meßstrecke des Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanals, Braunschweig, zur Simulation turbomaschinenähnlicher Bedingungen“. Forschungsbericht 82-25, DVFLR Braunschweig, 1982.

[64] Leipold R.: „Untersuchungen am Verdichtergitter FVV-V3 zur Bestimmung des Einflusses von Oberflächenrauigkeit auf das Strömungsverhalten“. Institutsbericht, Institut für Strahltrieb, Universität der Bundeswehr München, LRT-12-97/12, 1997.

[65] Ganzert W.: „Konzeption, Programmierung und Erprobung eines PC-gesteuerten Meßsystems zur Aufnahme von Nachlaufdellen und Profildruckverteilungen inklusive Auswertung am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal als Ersatz des PE 3203-Systems“. Institutsbericht, Institut für Strahltrieb, Universität der Bundeswehr München, LRT-WE12-96/03, 1996.

[66] Ganzert W., Fottner L.: „WINPANDA - An Enhanced PC-based Data Aquisition System for Wake and Profile Pressure Distribution Measurements at the High Speed Cascade Wind Tunnel“. Proc. 13th Symposium on Measuring Techniques for Transonic Flows in Cascades and Turbomachines, Zürich, 1996.

[67] Amecke J.: „Auswertung von Nachlaufmessungen an ebenen Schaufelgittern“. Bericht 67 A 49, AVA Göttingen, 1967.

[68] Beeck A.: „Strömungsfelduntersuchungen zum aerodynamischen Verhalten eines hochbelasteten Turbinengitters mit Kühlluftausblasung an der Vorderkante“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1992.

[69] Ardey S.: „Untersuchung der aerodynamischen Effekte von Vorderkanten-Kühlluftausblasung an einem hochbelasteten Turbinengitter“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1998.

[70] Leipold R.: „Strömungseinfluß der Oberflächenrauhigkeit von hochbelasteten Verdichterbeschaukelungen“. Institutsbericht, Institut für Strahltriebe, Universität der Bundeswehr München, LRT-WE12-98/03, 1998.

[71] Schodl R.: „Entwicklung des Laser-2-FokusVerfahrens für die berührungslose Messung der Strömungsvektoren, insbesondere in Turbomaschinen“. Dissertation, RWTH Aachen, 1977.

[72] Brunner S., Teusch R., Stadtmüller P., Fottner L.: „The Use of Simultaneous Surface Hot-Film Anemometry to Investigate Unsteady Wake Induced Transition in Turbine and Compressor Cascades“. 14th Symposium on Measuring Techniques, Limerick, 1998.

[73] Holthausen J.-E.: „Bestimmung des Zuström-Turbulenzgrades am Hochgeschwindigkeits-Gitterwindkanal bei hohen Zuström-Machzahlen mit Hilfe der Heißföhler-Meßtechnik“. Diplomarbeit, Institut für Strahltriebe, Universität der Bundeswehr München, 1992.

[74] Thomas T. R.: „Surface Roughness Measurement: Alternatives to the Stylus“. Metrology and Inspection, March 1979.

[75] Swissstool AG: „Messen der Oberflächenrauhigkeit“. Oberfläche - Surface 13. Jahrgang, Heft 9, 1972.

[76] Kohlhage E. H.: „Eigenschaften und Fehler von Tastschnitgeräten zur Messung der Rauheit von Oberflächen“. Industrie-Anzeiger, Essen, Nr.79, 1963.

[77] Brodmann R., Gerstorfer O., Thurn G.: „Optical Roughness Measuring Instrument for Fine-machined Surfaces“. Optical Engineering, Vol.24 No.3, Mai-Juni 1985.

[78] Ahlers R.-J.: „Optisches Verfahren zur Bestimmung der Oberflächenrauheit“. Technisches Messen 50. Jahrgang, Heft 6, 1983.

[79] Zehender E.: „Optische Verfahren zum Messen der Oberflächenrauhigkeit“. Forschung im Ingenieur-Wesen 37, Nr. 4, 1971.

[80] Murray H.: „Ein Laserinstrument zur Messung der Rauheit geschliffener und polierter Oberflächen“. Fertigung 4/71, 1971.

[81] Schindler H.: „Hochpräzisionszerspanen mit geometrisch bestimmter Schneide, BandIII: Fräsen, Ausbohren und Reiben“. Forschungsbericht KfK-PFT, 1994.

[82] Fraunhofer-Gesellschaft: „Projektionsinterferometer PIF 515“. Produktinformation der Fraunhofer Gesellschaft, 1995.

[83] Spur G., Nyarsik L., Körner K., Krahn A.: „Interferometrische Messung der Form, Welligkeit und Rauheit feinbearbeiteter Oberflächen“. Technisches Messen 59, 11, 1992.

[84] Spur G., Körner K., Nyarsik L., Fritz H., Uhlmann E.: „Grazing-incidence Interference Microscopy for the Measurement of Topography of Fine-machined Surfaces“. Sensor, 1993.

[85] MetroProTM Manual. 1998.

[86] Thomas T. R.: „Characterization of Surface Roughness“. Precision Engineering, 1981.

[87] Mäusezahl H.: „Implementierung und Test von Algorithmen zur Rauigkeitsanalyse miniaturisierter Bauelemente“. Diplomarbeit, Friedrich-Schiller-Universität Jena, 1995.

[88] Weingraber H. v., Abou-Aly M., „Handbuch Technische Oberflächen“. Vieweg Verlag, 1989.

[89] Braun T.: „Durchführung, Auswertung und Analyse von 3D Rauigkeitsmessungen an Verdichterprofilen mit der Weißlichtinterferometrie“. Studienarbeit, Institut für Strahltriebe, Universität der Bundeswehr München, 1999.

[90] Traupel W.: „Thermische Turbomaschinen“. Band I+II, 3. Auflage, Springer Verlag, 1988.

[91] Hilgenfeld L.: „Untersuchung von Turbulenzstrukturen am Verdichtergitter V103-220 mit Hilfe der 3D-Heißfühler-Anemometrie“. Diplomarbeit, Institut für Strahltriebe, Universität der Bundeswehr München, 1994.

[92] Scheugenpflug H.: „Meßprotokolle der Messungen zur Bestimmung der Gittercharakteristik und der Profildruckverteilung im Seitenwandbereich des Verdichtergitters NACA 65“. Institut für Strahltriebwerke, Universität der Bundeswehr München, 1988.

[93] Scheuerer G., Bartsch P., Haq I.: „Grenzschichtrechenprogramm Alfa 3.0: Theoriebeschreibung“. Technical Report AEAT/TR-98-01, 1998.

[94] Bell R. M.: „Berechnungsverfahren für die reibungsbehaftete Strömung durch transsonische Verdichtergitter mit Hilfe der Koppelung von Euler- und Grenzschichtlösungen“. Institutsbericht, Institut für Strahltriebwerke, Universität der Bundeswehr München, LRT - WE 12 -95/01, 1995.

[95] Prandtl L.: „Flüssigkeitsbewegung bei sehr kleiner Reibung“. Vortrag auf dem Heidelberger Mathematik Kongreß, 1904.

[96] Scheuerer G.: „Beschreibung des Programmes Alfa II zur Berechnung von Wärmeübergangszahlen an gekühlten Gasturbinenschaufeln“. ASCG/TR/92-04, 1992.

[97] Lam C. H. G., Bremhorst K. A.: „Modified Form of the k- ϵ Model for Predicting Wall Turbulence“. Journal of Fluids Engineering, Vol.103, S.456-460, 1981.

[98] Finson M. L.: „A Reynolds Stress Model for Boundary Layer Transition with Application to Rough Surfaces“. Physical Sciences Inc. Report No. Tr-34, 1975.

[99] Lecheler S.: „Ein voll-implizites 3-D Euler-Verfahren zur genauen und schnellkonvergenten Strömungsberechnung in Schaufelreihen von Turbomaschinen“. Dissertation, Universität Stuttgart, 1992.

[100] Beam R. M., Warming R. F.: „An Implicit Factored Scheme for the Compressible Navier-Stokes-Equations“. AIAA Journal, Vol. 16, No. 4, 1978.

[101] Leipold R.: „Strömungseinfluß der Oberflächenrauhigkeit von hochbelasteten Verdichterbeschaukelungen“. Institutsbericht, Institut für Strahltriebwerke, Universität der Bundeswehr München, LRT - WE 12 -97/01, 1996.

[102] Leschziner M. A.: „An Introduction and Guide to PASSABLE“. Internal Report, Department of Mechanical Engineering, University of Manchester, Institute of Science and Technology, 1982.

[103] Pinson M. W., Wang T.: „Effect of Two-Scale Roughness on Boundary Layer Transition over a Heated Flat Plate: Part 2 - Boundary Layer Structure“. ASME Paper 99-GT-159, 1999.

[104] Adam P.: „Fertigungsverfahren von Turboflugtriebwerken“. Reihe Technik der Turboflugtriebwerke, Birkhäuser Verlag, 1998.

- [105] Bechert D. W., Bruse M., Hoppe G.: „Widerstandverminderung durch Turbulenzbeeinflussung“. DGLR-Jahrestagung und Jahrbuch, 1992.
- [106] Bechert D. W., Bartenwerfer M.: „The Viscous Flow on Surfaces with Longitudinal Ribs“. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 206, S.105-129, 1989.
- [107] Bruse M., Bechert D. W.: „Experiments with Conventional and with Novel Adjustable Drag-reducing Surfaces“. International Conference on Near-Wall Turbulent Flows, 1993.
- [108] Walsh M. J.: „Riblets as a Viscous Drag Reduction Technique“. AIAA Journal Vol. 21, No. 4, 1983.
- [109] van der Hoeven J. G. Th., Bechert D. W.: „Experiments with a 1:4.2 model of a commuter aircraft with riblets in a large wind tunnel“. Recent Developments in Turbulence Management, S.3-24, 1991.
- [110] Fang C., Yan-Ping T., Mao-Zhang C.: „An Experimental Investigation of Loss Reduction with Riblets on Cascade Blade Surfaces and Isolated Airfoils“. ASME Paper 90-GT-207, 1990.
- [111] Römer N.: „Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum Umschlagverhalten der Profilgrenzschicht an Verdichter- und Turbinengittern“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1990.
- [112] Engber M.: „Untersuchung von Ablöseblasen in Turbinen- und Verdichtergittern unter dem Einfluß einer inhomogenen Zuströmung“. Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1996.

Lebenslauf

Name: Robert Leipold
Geburtsdatum/-ort: 04.07.1969 in München
Staatsangehörigkeit: deutsch

Schulausbildung

1975 - 1979	Besuch der Grundschule in Bubenreuth bei Erlangen
1979 - 1981	Besuch des Marie-Therese-Gymnasiums in Erlangen
1981 - 1988	Besuch des Rotteck-Gymnasiums in Freiburg i. Br.

Studium

1988 - 1994 Technische Universität Karlsruhe
Allgemeiner Maschinenbau
Schwerpunkt: Dampf- und Gasturbinen, Strömungslehre

Berufstätigkeit

14.07.1994 bis 14.07.1999 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strahlantriebe
der Universität der Bundeswehr München
seit 01.03.2000 MTU Motoren- und Turbinen-Union München GmbH

FORTSCHRITT-BERICHTE VDI

Bereits veröffentlicht wurden in der Reihe 7 „Strömungstechnik“ u. a.

	DM
Nr. 376 D. SCHMIDT: Strömungsuntersuchungen in Dampfturbinen-Endstufen im Heiz- und Schwachlastbetrieb. 2000. ISBN 3-18-337607-5	86,00
Nr. 375 K.-H. HIERHOLZ: Ein numerisches Verfahren zur Simulation der Strömungs-Struktur-Interaktion am Hubschrauberrotor. 1999. ISBN 3-18-337507-9	76,00
Nr. 374 CH. MIELKE: Numerische Untersuchungen zur Turbulenzentstehung in dreidimensionalen kompressiblen Grenzschichtströmungen. 1999. ISBN 3-18-337407-2	124,00
Nr. 373 ST. J. KOLPATZIK: Numerische Simulation der Ausbreitung von Ultraschallwellen in Gasströmungen. 1999. ISBN 3-18-337307-6	110,00
Nr. 372 M. BAUMANN: Aktive Dämpfung von Tollmien-Schlichting Wellen in einer Flügelgrenzschicht. 1999. ISBN 3-18-337207-X	67,00
Nr. 371 H. GROTJANS: Turbulenzmodelle höherer Ordnung für komplexe Anwendungen. 1999. ISBN 3-18-337107-3	97,00
Nr. 370 B. HORSTMANN: Experimentelle Untersuchungen und modellhafte Umsetzung zu Permeabilitätsänderungen in porösen Gesteinen. 1999. ISBN 3-18-337007-7	111,00
Nr. 369 H. D. HEMMERICH: Numerische Simulation technischer Strömungen mit einem nichtlinearen Wirbelviskositätsmodell. 1999. ISBN 3-18-336907-9	89,00
Nr. 368 M. BALT: Berechnung von turbulenten Strömungen in gekrümmten Kanälen. 1999. ISBN 3-18-336807-2	93,00
Nr. 367 J. EHRHARD: Untersuchung linearer und nichtlinearer Wirbelviskositätsmodelle zur Berechnung turbulenter Strömungen um Gebäude. 1999. ISBN 3-18-336707-6	77,00
Nr. 366 C. J. JIMENEZ HÄRTEL: Gravity Currents and Their Analysis by Direct Numerical Simulation. 1999. ISBN 3-18-336607-X	63,00
Nr. 365 B. SCHULZE DIECKHOFF: Das instationäre Betriebsverhalten ungeregelter und geregelter lufttechnischer Anlagen mit einem, zwei in Reihe oder zwei parallelgeschalteten Ventilatoren. 1999. ISBN 3-18-336507-3	76,00
Nr. 364 T. J. HÜTTL: Direkte Numerische Simulation turbulenter Strömungen in gekrümmten und tordierten Rohren. 1999. ISBN 3-18-336407-7	178,00
Nr. 362 G. TROMMER: Zur Abhängigkeit der abklingenden anisotropen Turbulenz von der Art der Erzeugung. 1999. ISBN 3-18-336207-4	79,00
Nr. 361 H. HAHN: Turbulente Einlaufströmungen und Strukturrheologie wässriger Polymerlösungen. 1999. ISBN 3-18-336107-8	120,00
Nr. 360 A. SCHUBERT: Grundlagen für die numerische Simulation von laminaren und turbulenten Hyperschallströmungen. 1999. ISBN 3-18-336007-1	98,00
Nr. 359 TH. RETTICH: Korrelative Ultraschall-Durchflußmessung auf der Basis turbulenter Strukturen. 1999. ISBN 3-18-335907-3	76,00